



Escola de Camins
Escola Tècnica Superior d'Enginyeria de Camins, Canals i Ports
UPC BARCELONATECH

Numerical simulation of the Hot Isostatic Pressure (HIP) procedure

Treball realitzat per:

Javier Menéndez Fernández

Dirigit per:

Jose Manuel González López

Màster en:

Enginyeria de Camins, Canals i Ports

Barcelona, 15 de juny de 2018

Departament d'Enginyeria Civil i Ambiental

TREBALL FINAL DE MÀSTER

Agradecimientos

Primero de todo me gustaría hacer mención especial al profesor Jose Manuel González por la confianza y la oportunidad al permitirme trabajar en este interesante y desafiante proyecto. Bajo su dirección y entera predisposición a resolver todos los contratiempos la realización de este trabajo se ha completado satisfactoriamente.

A las personas de mi entorno más cercano, especialmente a mi familia por su incondicional apoyo durante la realización del presente trabajo.

Y finalmente a todo aquel de manera directa o indirecta haya influido en la realización de este proyecto.

Resumen

El uso del Hot Isostatic Pressing (HIP) como técnica de compactación ha ido creciendo en los últimos años, sobretodo en la confección de piezas industriales trabajando con materiales metalúrgicos, como metales forjados o metales en polvo. Este crecimiento viene ligado con el uso de la metodología *near net shape* que permite que la geometría inicial del producto sea muy cercana a la forma que se obtiene en la fase final, lo que permite reducir los costes de mecanizado industrial de las piezas y el tiempo para elaborarlas. El Hot Isostatic Pressing consiste en someter a un componente simultáneamente a presión isotrópica y a un campo de alta temperatura de acuerdo con una función de carga prescrita; y de esta forma conseguir soldar los materiales.

Por ello se convierte en una extraordinaria tecnología de unión de materiales, vital para el crecimiento de varias industrias como la nuclear, aeroespacial, automotriz, generación de energía, construcción naval, petróleo, petroquímica y la ingeniería de procesos. El progreso en esta tecnología de unión mejora la productividad y la calidad de los componentes unidos.

Por estas razones el Hot Isostatic Pressing (HIP) fue seleccionado para la compactación y la elaboración del panel *First Wall* (FW) que se encuentra en la parte interior del sistema de blindaje del reactor de fusión del *International Thermonuclear Experimental Reactor* (ITER). El panel *First Wall* (FW) está compuesto por una aleación de cobre *CuCrZr*, una estructura de acero inoxidable *SS* y una capa de berilio *Be*. El *HIP* se utiliza en la confección del *FW* uniendo los diferentes materiales, siendo esta la fase más crítica de la cadena de fabricación debido a su influencia sobre la distorsión final y las tensiones residuales acumuladas por el componente debidas al proceso *HIP*.

En la presente tesis se pretenden estudiar y analizar estos desplazamientos y tensiones residuales que aparecen sobre el panel *First Wall* debidas a la elaboración mediante el *HIP*. Para ello se desarrollará un modelo numérico que de forma eficiente simule y analice el proceso *Hot Isostatic Pressing* (*HIP*) y el comportamiento de los materiales del panel *First Wall*.

Para la simulación del proceso *HIP* se realizarán tres modelos, el primero estará basado en la geometría experimental del panel *first wall* pero con una serie de simplificaciones tanto en dimensiones como en forma. Este modelo nos permite discretizar mediante elementos finitos de una forma más sencilla.

El segundo modelo numérico será un modelo de ensayo, que respetará las dimensiones y forma del primer modelo, pero presentará unas simplificaciones estructurales para poder analizar el problema más fácilmente. Este modelo se utilizará para realizar un análisis de sensibilidad cualitativo para hacernos una primera idea de cómo afectan diferentes características de los materiales o del propio proceso a los desplazamientos y a las tensiones residuales. A continuación, sobre el primer modelo numérico expuesto se realizará un análisis de sensibilidad similar para verificar los resultados obtenidos en el modelo de ensayo y analizar de forma cuantitativa los resultados obtenidos.

Finalmente, se realizará un tercer modelo que nos permita estudiar el comportamiento de la zona entre la aleación de cobre *CuCrZr* y el acero inoxidable *SS* durante todo el proceso mediante la introducción de una nueva geometría entre los dos materiales. Al inicio del proceso del *HIP* estos materiales se encuentran separados y debido el aumento de la temperatura cada uno de ellos va perdiendo sus respectivas propiedades para dar forma a un material formado por ambos materiales; que posteriormente se solidificará soldando la pieza. Este modelo nos permite estudiar los desplazamientos que se producen entre los dos materiales en la primera fase del proceso, cuando están separados, y evaluar la evolución de la interfase durante el proceso.

Abstract

The use of Hot Isostatic Pressing (HIP) as a compacting technique has been growing in recent years, especially in the manufacture of industrial parts working with metallurgical materials such as solid metals or powder metals. This growth is linked to the use of the near net shape methodology that allows the initial geometry of the product to be very close to the shape obtained in the final phase, which allows to reduce the costs of industrial machining and the needed time to elaborate them. The Hot Isostatic Pressing consists of submit a component simultaneously to isotropic pressure and a high temperature field according to a prescribed loading function; and in this way get to weld the materials.

For this reason, it becomes an extraordinary bonding technology, vital for the growth of several industries such as nuclear, aerospace, automotive, power generation, shipbuilding, petroleum, petrochemical and process engineering. Progress in this bonding technology improves the productivity and quality of bonded components.

For these reasons the Hot Isostatic Pressing (HIP) was selected for the compaction and elaboration of the First Wall panel (FW) which is located inside the shielding system of the fusion reactor of the International Thermonuclear Experimental Reactor (ITER). The First Wall panel (FW) consists of a copper alloy *CuCrZr*, a stainless steel *SS* structure and a beryllium layer *Be*. The HIP is used in the manufacture of the FW joining the different materials, this is the most critical phase of the manufacturing chain due to its influence on the final distortion and residual stresses accumulated by the component due to the HIP process.

In the present thesis are intended to study and analyze these displacements and residual stresses that appear on the First Wall panel due to the elaboration by the HIP. To do this, a numerical model will be developed that efficiently simulates and analyzes the Hot Isostatic Pressing (HIP) process and the behavior of First Wall panel materials

For the simulation of the HIP process, three models will be made, the first will be based on the experimental geometry of the first wall panel but with a series of simplifications in both dimensions and form. This model allows us to discretize through finite elements in a simpler way.

The second numerical model will be a test model, which will respect the dimensions and shape of the first model, but will present some structural simplifications in order to analyze the problem more easily. This model will be used to perform a qualitative sensitivity analysis to get a first idea of how different characteristics of materials or the process itself affect displacements and residual stresses. Then, on the first numerical model exposed, a similar sensitivity analysis will be performed to verify the results obtained in the test model and quantitatively analyze the results obtained.

Finally, a third model will be made that allows us to study the behavior of the area between the *CuCrZr* copper alloy and *SS* stainless steel throughout the process by introducing a new geometry between the two materials. At the beginning of the HIP process, these materials are separated and due to the increase in temperature, each of them loses its respective properties to shape a material formed by both materials; which will later solidify by welding the piece.

This model allows us to study the displacements that occur between the two materials in the first phase of the process, when they are separated, and to evaluate the evolution of the interface during the process.

Índice

1.	Introducción y objetivos	13
1.1.	Introducción	13
1.2.	Objetivos	14
1.2.1.	Objetivo general	14
1.2.2.	Objetivos específicos.....	14
1.2.3.	Estructura de la tesis.....	14
2.	Estado del Arte.....	15
2.1.	Principales Aplicaciones.....	16
2.1.1.	Pulvimetalurgia.....	16
2.1.2.	Additive manufacturing.....	17
2.2.	Modelos constitutivos de comportamiento.....	18
2.2.1.	Enfoque en los modelos.....	18
2.2.2.	Modelos para el blindaje del ITER.....	19
2.2.3.	Modelización con CAD	20
2.2.4.	Modelo viscoplástico	22
2.2.5.	Elección de la aleación de cobre.....	22
2.2.6.	Juntas entre materiales.....	22
2.2.7.	Comportamiento de los componentes de la aleación CuCrZr.....	23
2.3.	Simulaciones numéricas existentes.....	23
2.3.1.	Prototipos para el JAERI	23
2.3.2.	Mock-Up del escudo del ITER	24
2.3.3.	Mock-Up de diez dedos.....	25
2.3.4.	Mock-Up desarrollado por el JADA.....	26
2.3.5.	Mock-Up del panel del FW.....	26
3.	Descripción del problema.....	28
3.1.	Geometría del Mock-up real	28
3.2.	Proceso HIP	30
3.3.	Propiedades de los materiales	30
3.4.	Condiciones de carga y de contorno	31
3.5.	Modelo constitutivo	33
4.	Simulación numérica del proceso HIP sobre un mock-up.....	36
4.1.	Modelo simple.....	36
4.1.1.	Geometría del modelo numérico.....	36

4.1.2.	Propiedades de los materiales.....	37
4.1.3.	Condiciones de carga y de contorno.....	38
4.1.4.	Discretización en Elementos Finitos	39
4.1.4.1.	Estudio de convergencia.....	39
4.1.5.	Análisis de sensibilidad.....	40
4.1.5.1.	Consideraciones previas	40
4.1.5.2.	Resultados:	42
4.2.	Simulación numérica del Mock-Up.....	43
4.2.1.	Geometría del modelo	43
4.2.2.	Propiedades de los materiales.....	44
4.2.3.	Condiciones de contorno y de carga.....	45
4.2.4.	Discretización en elementos finitos.....	46
4.2.4.1.	Estudio convergencia	46
4.2.5.	Análisis de Sensibilidad	47
4.2.5.1.	Consideraciones previas	47
4.2.5.2.	Estado elástico y plástico	49
4.2.5.2.1.	Resultados: Desplazamientos	49
4.2.5.2.2.	Resultados: Tensiones	51
4.2.5.2.3.	Resultados: Temperatura/Presión	52
4.2.5.2.4.	Grado de plastificación	53
4.2.5.3.	Coeficiente de dilatación modificado.....	54
4.2.5.3.1.	Resultados: Desplazamientos	55
4.2.5.3.2.	Resultados: Tensiones	57
4.2.5.4.	Coeficiente de Poisson	58
4.2.5.4.1.	Resultados: Desplazamientos	59
4.2.5.4.2.	Resultados: Tensiones	61
4.2.5.4.3.	Comparación con elementos hexaédricos no mixtos	64
4.2.6.	Conclusiones.....	65
4.3.	Modelo con material interfase.....	66
4.3.1.	Geometría del modelo	66
4.3.2.	Materiales.....	67
4.3.3.	Condiciones de contorno	67
4.3.4.	Discretización elementos finitos.....	68
4.3.5.	Comparativa Modelo Interfase vs Modelo Solidario	69

4.3.6.	Modelación numérica de la interfase	70
4.3.6.1.	Limitaciones	71
4.3.6.2.	Consideraciones previas	71
4.3.6.3.	Casos de estudio	72
4.3.6.4.	Comparativa entre los casos: Desplazamientos.....	72
4.3.6.4.1.	Resultados: Calentamiento.....	73
4.3.6.4.2.	Resultados: Enfriamiento	74
4.3.6.4.3.	Conclusiones	75
4.3.6.5.	Comparativa entre casos: Tensiones.....	75
4.3.6.5.1.	Resultados: Enfriamiento	76
4.3.6.5.2.	Conclusiones	77
4.3.6.6.	Deslizamiento producido en la interfase	78
4.3.6.6.1.	Resultados	78
5.	Conclusiones Finales	80
6.	Futuras líneas de trabajo	82
7.	Bibliografía.....	83
Anejo 1:	Formulación de elementos Q1/P0	85

Índice de Tablas

Tabla 1. Características de los materiales	30
Tabla 2. Resultados del análisis de convergencia de la malla	40
Tabla 3. Resultados del análisis de convergencia de la malla	46
Tabla 4. Resultados de los desplazamientos para el caso elástico y plástico en el nodo 8	51
Tabla 5. Resultados de las tensiones σ_{xx} y σ_{zz} en el punto máximo de calentamiento.....	52
Tabla 6. Resultados de las tensiones σ_{xx} y σ_{zz} tras el enfriamiento	52
Tabla 7. Resultados actuando únicamente la temperatura o la presión tras el enfriamiento....	52
Tabla 8. Valores del coeficiente de dilatación para los diferentes materiales ($\times 10^{-5}$)	54
Tabla 9. Nuevas coeficiente de dilatación para el acero SS ($\times 10^{-5}$)	54
Tabla 10. Desplazamientos obtenidos para coeficientes de dilatación reales y modificados en el nodo 8	57
Tabla 11. Tensiones obtenidas para los diferentes nodos en punto máximo de calentamiento	58
Tabla 12. Tensiones obtenidas para los diferentes nodos tras el enfriamiento	58
Tabla 13. Resultados para los desplazamientos en las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación real en el nodo 8	60
Tabla 14. Resultados obtenidos para los desplazamientos en las diferente temperaturas con el coeficiente de dilatación modificados en el nodo 8	61
Tabla 15. Resultados de los desplazamientos para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real	64
Tabla 16. Resultados de las tensiones para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real	64
Tabla 17. Resultados de los desplazamientos para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real	64
Tabla 18. Resultados de las tensiones para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real	64
Tabla 19. Comparativa de los desplazamientos máximos en las direcciones transversal y vertical entre modelo interfase vs modelo solidario.....	70
Tabla 20. Desplazamientos máximos en dirección transversal y vertical de los tres casos de estudio	75

Índice de Figuras

Figura 1. Ejemplo de polvo metálico.....	16
Figura 2. Primer blindaje del ITER.....	17
Figura 3. Panel (first wall FW) del blindaje del ITER.....	18
Figura 4. Escudo del blindaje del ITER.....	20
Figura 5. Malla y deformada en 3D del escudo tras el HIP	20
Figura 6. Modelo de CAD (izquierda) y modelo FEM tras el HIP (derecha).....	21
Figura 7. Panel del blindaje (FW) en CAD (izquierda) y elementos finitos FEM (derecha)	21
Figura 8. Mock-Up del escudo y el panel del blindaje del ITER realizado por el JAERI	24
Figura 9. Mock-Up del escudo realizado	25
Figura 10. Mock-Up de diez dedos	25
Figura 11. Mock-up fabricado por JADA	26
Figura 12. Mock-Up del pnael de blindaje del FW.....	26
Figura 13. Reactor (izquierda), corte transversal del panel first wall (derecha) [www.iter.org] 28	
Figura 14. Geometría tras la segunda simplificación del panel first wall.....	29
Figura 15. Evolución del coeficiente de dilatación con la temperatura para los dos materiales 31	
Figura 16. Evolución del límite elástico con la temperatura para los dos materiales	31
Figura 17. Condiciones mecánicas equivalentes a los apoyos.	32
Figura 18. Condicion mecánica de simetría.....	32
Figura 19. Área de atuación de las condiciones de carga	32
Figura 20. Evolución de la temperatura y la presión con el tiempo durante el proceso HIP	33
Figura 21. Esquema reológico del modelo viscoelástico y viscoplástico	34
Figura 22. Geometría del modelo simple.....	37
Figura 23. Zona del acero inoxidable SS.....	37
Figura 24. Zona de la aleación de cobre CuCrZr	37
Figura 25. Condiciones contorno sobre puntos equivalentes a los apoyos.	38
Figura 26. Condicion sobre el plano de simetria	38
Figura 27. Zona de actuacion de las funciones temporales de presión y temperatura	39
Figura 28. Mallado estructurado del modelo simple.....	40
Figura 29. Posición de los nodos considerados para evaluar resultados del postproceso	41
Figura 30. Modelo geométrico del mock-up	43
Figura 31. Modelo geométrico de la aleación de CuCrZr	44
Figura 32. Acero inoxidable SS en el mock-up.....	44
Figura 33. Aleación de cobre CuCrZr en el mock-up.....	44

Figura 34. Condiciones de contorno equivalentes a los apoyos.....	45
Figura 35. Condición de simetría (violeta)	45
Figura 36. Área de actuación de las funciones temporales de presión y temperatura.	45
Figura 37. Malla estructural de elementos finitos del modelo numérico del mock-up de la pieza Mock-Up.....	47
Figura 38. Localización de los nodos seleccionados para el postproceso de los resultados.....	48
Figura 39. Ejemplo de las deformadas obtenidas con los nodos escogidos para los desplazamientos	48
Figura 40. Deformada de los desplazamientos para el caso plástico	49
Figura 41. Desplazamientos en dirección transversal.....	50
Figura 42. Desplazamientos en dirección vertical	50
Figura 43. Evolución de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso	51
Figura 44. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso	51
Figura 45. Grado de plastificación en el caso plástico	53
Figura 46. Evolución de las diferentes coeficientes de dilatación a lo largo del proceso	54
Figura 47. Grado de plastificación en el caso plástico con coeficiente de dilatación modificado	55
Figura 48. Deformada de los desplazamientos en el caso plástico con coeficiente de dilatación modificados	55
Figura 49. Desplazamientos en dirección transversal caso plástico con los coeficiente de dilatación reales y modificados	56
Figura 50. Desplazamientos en dirección vertical caso plástico con el coeficiente de dilatación real y modificado	56
Figura 51. Evolución de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso	57
Figura 52. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso	57
Figura 53. Desplazamientos en dirección transversal para las diferentes temperaturas.....	59
Figura 54. Desplazamientos en dirección vertical para las diferentes temperaturas.....	59
Figura 55. Desplazamientos en dirección transversal para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado.....	60
Figura 56. Desplazamientos en dirección vertical para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado.....	60
Figura 57. Evolución de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación real	61
Figura 58. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación real	62
Figura 59. Evolución de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación modificado.....	62

Figura 60. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación modificado.....	63
Figura 61. Geometría del nuevo modelo, presentando como principal variación el volumen en la interfase.....	66
Figura 62. Distribución de los materiales y sus respectivos volúmenes. Rosa: Acero; Verde Oscuro: Material de la interfase; Verde Claro: aleación CuCrZr.....	67
Figura 63. Evolución temperatura presión durante el proceso.....	68
Figura 64. Mallado estructural hexaédrico del modelo con material en interfase	69
Figura 65. Desplazamientos en dirección vertical modelo interfase vs modelo solidario	69
Figura 66. Desplazamientos en dirección transversal modelo interfase vs modelo solidario	70
Figura 67. Nodos utilizados para postprocesar los desplazamientos.....	73
Figura 68. Desplazamiento en dirección transversal en el punto de máximo calentamiento de los tres casos	73
Figura 69. Desplazamiento en dirección vertical en el punto de máximo calentamiento de los tres casos.....	73
Figura 70. Desplazamientos en dirección transversal de los tres casos de estudio	74
Figura 71. Desplazamientos en dirección vertical de los tres casos de estudio	74
Figura 72. Perfiles escogidos para el estudio de las tensiones.....	75
Figura 73. Tensiones σ_{xx} del perfil 1.....	76
Figura 74. Tensiones σ_{zz} del perfil 1	76
Figura 75. Tensiones σ_{xx} perfil 2	77
Figura 76. Tensiones σ_{zz} perfil 2.....	77
Figura 77. Perfiles seleccionados para analizar el deslizamiento	78
Figura 78. Deslizamientos obtenidos para los 4 perfiles.....	79
Figura 79. Esquema del elemento Q1P0. Desplazamientos (o) / presión (x)	88

1. Introducción y objetivos

1.1. Introducción

El Hot Isostatic Pressing (HIP) es un proceso establecido para compactación de materiales metalúrgicos, como metales forjados o metales en polvo, por debajo de su punto de fusión.

El proceso consiste en someter a un componente simultáneamente a presión isotrópica y a un campo de alta temperatura de acuerdo con una función de carga prescrita. Actualmente consta de tres ciclos o fases con las siguientes características. En una primera fase, tanto la temperatura como la presión se aumentan simultáneamente hasta alcanzar sus valores máximos; que son 1040°C y 140MPa para el campo de temperaturas y la presión isostática, respectivamente. La temperatura y la presión se mantienen constantes durante el segundo intervalo de tiempo que tiene una duración de 120min. Finalmente, las cargas termomecánicas se eliminan para alcanzar la temperatura y presión ambiente. La duración total de los ciclos es de unos 320 minutos.

Los principales inconvenientes de este proceso son la presencia de tolerancias dimensionales mayores que las obtenidas con otros procesos de compactación, el mayor coste, el mayor tiempo requerido que en otros procesos y que la geometría final de un producto difiere de la deseada.

Una de las principales aplicaciones del *HIP* es la fabricación de piezas para el *International Thermonuclear Experimental Reactor* (ITER). El ITER es un proyecto internacional que involucra a muchos centros de investigación, universidades y empresas industriales de diferentes países del mundo para desarrollar una fuente de energía nueva y limpia. El objetivo del proyecto ITER es diseñar y construir un reactor de fusión para demostrar su viabilidad científica y técnica. Este dispositivo de fusión se está construyendo en Cadarache, en el sur de Francia.

El ITER presenta en su interior un sistema de blindaje formado por diferentes paneles conocidos como *first wall*, que se encuentran en la parte interna del reactor directamente expuesta al plasma. El *HIP* se utiliza en la confección de estos paneles, concretamente para unir la aleación de cobre *CuCrZr*, a la estructura de acero inoxidable *SS* y para añadir la capa de berilio *Be* al conjunto final, mediante los diferentes ciclos. Estas son las fases más críticas de la cadena de fabricación debido a su influencia sobre la distorsión final y las tensiones residuales acumuladas por el componente, debidas a los inconvenientes propios del proceso *HIP*.

Para un fenómeno complejo como el *HIP*, el modelado adquiere una importancia vital para lograr un mejor desempeño del proceso, predecir el comportamiento del material y del recipiente, predecir la forma final del producto y obtener unos resultados que poder analizar.

La simulación numérica puede proporcionar mucha información sobre las etapas final e intermedia del proceso. Por ello en el presente proyecto se va a desarrollar un modelo numérico que simule de forma eficiente el proceso *HIP* y se va a utilizar sobre el panel *first wall*, de tal forma que se pueda analizar el comportamiento y los fenómenos que ocurren durante la confección de la pieza.

1.2. Objetivos

1.2.1. Objetivo general

El objetivo principal de la presente tesis es aplicar un modelo numérico para simular el proceso *Hot Isostatic Pressing* (HIP) que se utiliza para confeccionar los paneles *first wall* del ITER. De esta forma se podrá evaluar cómo se comporta la unión entre los diferentes materiales que conforman el panel, y simular los desplazamientos y las tensiones residuales que aparecen debidas al HIP; con el objeto de reducirlas al máximo optimizando el proceso y las propiedades finales de la pieza.

1.2.2. Objetivos específicos

El objetivo planteado permite establecer una serie de objetivos específicos

- Identificar las variables de los materiales son más determinantes, es decir, alteran más el resultado final. Para ello se realizará un análisis de sensibilidad.
- Analizar las deformaciones del panel durante y tras el proceso de HIP.
- Analizar los desplazamientos del panel tras el proceso de HIP.
- Analizar las tensiones del panel tras el proceso de HIP.
- Analizar el grado de plastificación en la estructura y las consecuentes tensiones residuales y desplazamientos residuales.
- Evaluar el comportamiento en la zona de unión de los materiales a lo largo del proceso.

1.2.3. Estructura de la tesis

En el Apartado 2 (Estado del Arte), mediante una recopilación bibliográfica se recoge una breve introducción al *Hot Isostatic Pressing* (HIP), a sus aplicaciones en la industria mediante el diseño de prototipos y a diferentes modelos numéricos realizados.

En el Apartado 3 (Descripción del Problema), se realiza una descripción detallada de la geometría experimental del panel *first wall*, sus materiales y sus condiciones. Además, se definirá el proceso HIP que será estudiado y simulado en la presente tesina y, finalmente, se hablará del modelo constitutivo que constituye el problema.

En el Apartado 4 (Simulación numérica del proceso HIP), se realiza una descripción detallada de los tres modelos numéricos sobre los que se trabajará. Sobre el que se realizará un análisis de sensibilidad cualitativo, que nos permita tener una primera idea del comportamiento.

Posteriormente se realizará un análisis de sensibilidad cuantitativo mediante la simulación numérica del mock-up. Se analizarán los desplazamientos y tensiones residuales obtenidos, al final de la fase de calentamiento y de la fase de enfriamiento, en diversos casos de estudio, y se comprobará que variables son más determinantes

Finalmente, se analizará el comportamiento de la interfase entre la aleación de cobre *CuCrZr* y el acero inoxidable SS sobre el modelo que incorpora un nuevo volumen en la interface. A dicho volumen se le dará propiedades de diferentes materiales, permitiendo evaluar lo que ocurre en la interfase a lo largo del proceso.

En el Apartado 5 (Conclusiones Finales) se resumirán y analizarán las conclusiones a las que se ha llegado con la presente tesina.

2. Estado del Arte

El *Hot Isostatic Pressing* (HIP) es un proceso establecido para compactación de materiales metalúrgicos, como metales forjados o metales en polvo, por debajo de su punto de fusión.

El proceso consiste en someter a un componente simultáneamente, por igual en todas las direcciones (de ahí el término isostático), a elevadas temperaturas y presiones de gas en un recipiente contenedor de alta presión. Se utiliza un gas inerte, de manera que el material no reaccione químicamente. La cámara se calienta, haciendo que la presión dentro del recipiente aumente hasta un valor determinado. Diversos sistemas emplean bombeo del gas asociado para lograr el nivel de presión necesaria.

Sus principales inconvenientes son la presencia de tolerancias dimensionales mayores que las obtenidas con otros procesos de compactación, el mayor coste y el mayor tiempo requerido que en otros procesos. Por ello se aplica a series relativamente pequeñas, de piezas con geometría complejas, de menos de diez mil piezas al año. Es importante obtener productos *HIP* con geometría final similar a la buscada (*near net shape*) para reducir los costes de mecanizado adicional, especialmente para materiales menos mecanizables.

Near Net Shape es una técnica de fabricación industrial que consiste en que la geometría inicial del producto es muy cercana a la forma obtenida en la fase final; de esta forma se obtienen piezas con un coste menor y en menor tiempo. Esto se consigue mediante la reducción de etapas del proceso, en particular operaciones de corte y acabado, y el ahorro de materias primas. La mejora de la calidad del producto, la reducción de la variabilidad y la mejora de la funcionalidad de diseño de componentes también se pueden lograr mediante la optimización de este método. Los parámetros del proceso, el diseño del producto y la selección del material son las variables alterables de una cadena de fabricación que interactúan en formas complejas y no lineales. En consecuencia, el modelado y la simulación juegan un papel importante en la investigación de enfoques alternativos.

Sin embargo, la geometría final de un producto difiere de la deseada no sólo en la forma, sino también en la escala. Esto se debe a la rigidez de los contenedores y a los gradientes de temperatura durante el proceso de densificación.

Para conseguir productos de calidad es necesaria una buena integración entre materiales, diseño y tecnología de fabricación, ya que la función y el coste del componente final depende en gran medida del desarrollo de la tecnología de producción y su integración con la tecnología de diseño. La calidad y la forma final de un componente que ha sido sometida a *HIP* se ven afectadas por muchas variables: parámetros de procesamiento (temperatura, presión, etc.) y propiedades del material (por ejemplo, tamaño del polvo, fluencia y constantes de difusión).

Para un fenómeno complejo como el *HIP*, el modelado adquiere una importancia vital para lograr un mejor desempeño del proceso industrial, controlar la calidad y propiedades de los productos. Es esencial poder predecir el comportamiento del material y del recipiente en el proceso, predecir la forma final del producto y obtener una descripción analítica y una mejor comprensión del proceso. La simulación numérica puede proporcionar mucha información sobre las etapas final e intermedia del proceso.

2.1. Principales Aplicaciones

El proceso *HIP* contempla aplicaciones tales que el tratamiento de piezas metalúrgicas con la idea soldar materiales o compactarlos.

2.1.1. Pulvimetalurgia

Uno de los métodos de la metalurgia es la compactación de polvos (*powder compactation*). En una cápsula con cierta geometría inicial, se colocan el material en polvo y los elementos embebidos (que forman la cavidad en el producto final). Luego se retira el aire de la cápsula y se coloca en un gasostato, donde bajo la influencia de gas (normalmente se utiliza argón), tiene lugar el proceso *HIP*. En la *Figura 1* se muestra un ejemplo de polvo metálico.



Figura 1. Ejemplo de polvo metálico

El proceso *HIP* para el polvo está formado por varios pasos. En el primer paso se aplica se somete a la pieza a altas presiones, aproximadamente 100MPa , y a altas temperaturas, aproximadamente 1100°C , isostáticamente durante varias horas. En el último paso, la cápsula y los elementos embebidos se eliminan, químicamente o mecánicamente, para formar un producto final. Durante el proceso, la porosidad se elimina completamente mediante una combinación de la deformación plástica, fluencia, y la unión por difusión, por lo que este proceso mejora la resistencia a la fatiga de los componentes.

Sin embargo, la inserción de polvo cuando se trabaja con piezas, produce en el conjunto densificación, es decir, cambio de volumen del polvo durante los ciclos de *HIP*; esto lleva a cambios de forma globales y locales de las piezas. A menudo, el cliente tiene que pagar por varias muestras experimentales del producto.

Hay dos razones principales que causan este problema. La primera razón es la diferencia de las propiedades mecánicas de la cápsula, un material en polvo y elementos incrustados. La segunda razón es la no uniformidad de la temperatura del material en polvo durante el proceso *HIP*. La falta de uniformidad de temperatura es una consecuencia del alto grado de vacío dentro de la cápsula y, como resultado, el calentamiento del material en polvo es extremadamente lento y también es técnicamente imposible medir la distribución de la temperatura sobre todo el producto.

Esto es una desventaja notable en la producción a pequeña escala, considerando el alto coste de las materias primas y el procesamiento. Con el fin de controlar las deformaciones, se utilizan modelos y simulaciones por ordenador.

Por ejemplo, Bochkov A.V., Kozyrev Y.M., Ponomarev A.V. proponen en (2014) un paquete de software que fue desarrollado por el *Laboratorio de Nuevas Tecnologías de Moscú* en colaboración con la *Universidad Estatal de Moscú de Instrumentación e Informática*. Este paquete permite simular procesos *HIP* y predecir con alta precisión la geometría del producto final. Se demostró en que durante el modelado del proceso *HIP* el material en polvo se puede considerar como un medio sólido. El cálculo se realiza por método de elementos finitos teniendo en cuenta el efecto de la deformación plástica. La deformación elástica y la viscosidad no se tienen en cuenta debido a su insignificancia en el proceso.

El método propuesto puede lograr una precisión considerable del modelado del proceso *HIP* (error promedio inferior al 0,8% - 1,2%), y se probó con éxito en los productos de geometría compleja (*LNT, Rusia*).

2.1.2. Additive manufacturing

El *Hot Isostatic Pressing* (*HIP*) trabaja muy eficientemente en la fabricación de estructuras multicapa, debido a que proporciona alta precisión dimensional y baja tensión residual durante el proceso de unión.

Por ello dicha técnica fue seleccionada para la fabricación de los paneles primarios (*first wall* FW) de cubrimiento del blindaje del ITER. Este se compone de baldosas de blindaje de berilio *Be*, una capa disipadora de calor de aleación de cobre *CuCrZr* (aleación de cobre, cromo y zirconio), que contiene un tubo circular de acero inoxidable (*stain steel SS*) cuya función es refrigerar, y una placa de refuerzo de acero inoxidable (*stain steel SS*) como capa estructural. En la *Figura 2* se muestra el blindaje. [www.iter.org]

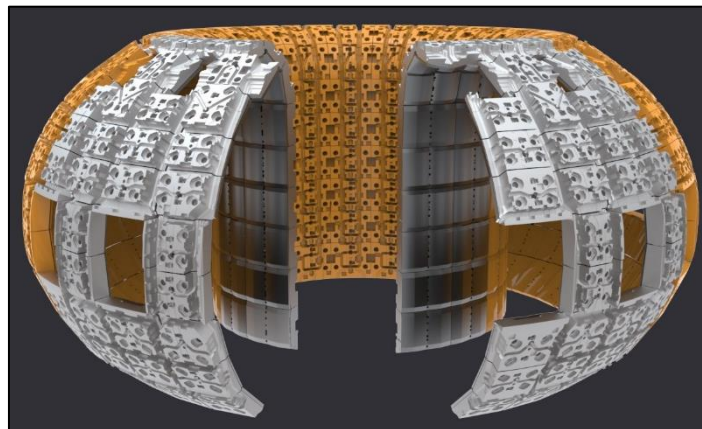


Figura 2. Primer blindaje del ITER

En el diseño actual de los paneles primarios del ITER, el acero inoxidable 316LN es el material estructural de referencia. Para eliminar el flujo de calor cerca de la primera pared, el acero inoxidable *SS* está blindado con una aleación de cobre *CuCrZr* (aleación de cobre, cromo y zirconio). En la *Figura 3* se muestra el panel *first wall*. [www.iter.org]

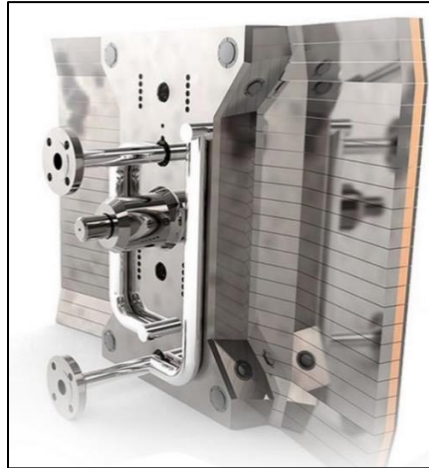


Figura 3. Panel (first wall FW) del blindaje del ITER

Como en el caso de los polvos metálicos, para las estructuras multicapas el proceso *HIP* consta de tres pasos. El primer ciclo realiza a 1040°C durante dos horas para unir en un solo paso, las partes de la aleación *CuCrZr* (aleación de cobre, cromo y zirconio) de la capa del disipador de calor, las tuberías de acero inoxidable *316LN* y las piezas de refuerzo estructural de acero inoxidable *316LN*. Debido a la pequeña velocidad de enfriamiento dentro del recipiente, la estructura bimetálica *CuCrZr/316LN* se somete a un tratamiento de recocido en solución a 980°C durante una hora. Este tratamiento térmico termina con un enfriamiento con gas para enfriar la capa de *CuCrZr* a una velocidad superior a $60^{\circ}\text{C}/\text{min}$. El último ciclo HIP se realiza a 580°C durante dos horas para unir las baldosas de berilio a la aleación *CuCrZr*. Esta temperatura es superior a la temperatura óptima de envejecimiento de las aleaciones *CuCrZr* ($470\text{--}480^{\circ}\text{C}$), pero permite conferir suficientes propiedades mecánicas a la capa disipadora de calor.

2.2. Modelos constitutivos de comportamiento

Como se ha comentado es esencial poder predecir la forma final del producto y obtener una descripción analítica y una mejor comprensión del proceso. La simulación numérica puede proporcionar mucha información sobre las etapas final e intermedia del proceso *HIP*; y con este fin de controlar las deformaciones, se utilizan modelos y simulaciones numéricas.

2.2.1. Enfoque en los modelos

En lo que se refiere al modelado de *HIP*, existen dos tipos diferentes de filosofía: los enfoques microscópicos y macroscópicos.

- En el enfoque microscópico, se considera el comportamiento local de las partículas. Los diversos mecanismos de densificación se analizan en términos de una sola partícula y su entorno (contactos). Sobre la base de las ecuaciones de índice de densificación que se obtienen, se puede predecir la densidad y la forma final, así como su variación con el tiempo, la temperatura y la presión.
- Por el contrario, el enfoque macroscópico trata el polvo poroso compactado como un medio continuo. Mediante la modificación de la teoría de la plasticidad para materiales sólidos, se obtienen ecuaciones constitutivas que describen el comportamiento de

deformación de la macroescala de los materiales porosos. Resolviendo con estas ecuaciones se obtiene la distribución de la densidad y la forma final de los componentes.

Por ello, W.B. Li y H.A. Haggblad en (1997) en su artículo revisan el estado actual del modelo *HIP* sobre la base de estos dos enfoques y obtienen una ecuación constitutiva que une las teorías de densificación de partículas y plasticidad continua para materiales porosos, es decir, conserva los méritos tanto de los enfoques macro como microscópico. Usando esta ecuación, el proceso se puede simular más eficientemente; se puede predecir la densidad y el cambio de forma durante un proceso de densificación o deformación, bajo presión isostática o no isostática. Al combinar este enfoque con el método de elementos finitos, se puede determinar la forma final de un compacto, incluso de geometría compleja. La ecuación es la siguiente:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\sum_{i=1}^n k_i f_i(\rho)}{3fI_1\rho} \left(\frac{3}{2} c s_{ij} + f I_1 \delta_{ij} \right)$$

Donde:

- $\dot{\epsilon}_{ij}$: Tensor de esfuerzos, s^{-1}
- k_i : Constante Boltzmann, $J K^{-1}$
- $f_i(\rho)$: función de la densidad relativa instantánea
- f : coeficiente relacionado con la densidad para los poros del material
- I_1 : Invariante de las tensiones, Pa
- ρ : densidad relativa
- c : coeficiente relacionado con la densidad de los poros del material
- s_{ij} : Esfuerzo deviator, Pa
- δ_{ij} : Delta de Kronecker

2.2.2. Modelos para el blindaje del ITER

Se han desarrollado modelos y simulaciones por ordenador para ayudar a la fabricación en caliente de un prototipo de escudo para el blindaje del ITER, en la *Figura 4* se muestra el prototipo (www.iter.org). A efectos de simulación, se modela el comportamiento de los diferentes materiales. La simulación asociada a la fabricación de escudos para el ITER, mediante el uso de la aplicación de la técnica de compactación de polvo, que es el modelado más crítico, tiene dos objetivos:

1. Predecir la forma final del blindaje tras el uso de *HIP* para comprobar si las deformaciones son razonablemente pequeñas y para emitir recomendaciones sobre la forma de contrarrestar deformaciones demasiado grandes.
2. Ayudar al diseñador a dibujar los detalles de la cara posterior para guiar las tuberías de enfriamiento en el polvo. Los tubos no deben deformarse demasiado durante el *HIPing* tanto para evitar su falla como para mantener una forma circular aceptable debido a un requisito de examen no destructivo.

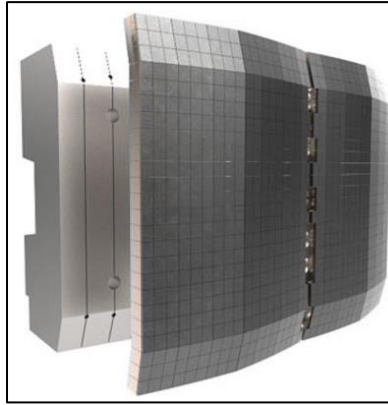


Figura 4. Escudo del blindaje del ITER

Por ello O. Gillia en (2007) presenta una mejora en términos de un mejor conocimiento experimental sobre la densificación del polvo de acero inoxidable *316LN* y del modelado de las propiedades térmicas del polvo. Obteniendo un modelado que se ha utilizado ventajosamente al diseñar la geometría de la parte trasera del blindaje protector incorporando tubos incrustados en polvo. Se han abordado dos aspectos: controlar los cambios de forma del componente global durante el ciclo *HIP* y guiar la forma en que los tubos se colocan en el lecho de polvo. Las validaciones se realizaron en varias maquetas elementales pequeñas y en una maqueta parcial a escala completa. En la *Figura 5* se muestra un ejemplo de la malla y resultados obtenidos.

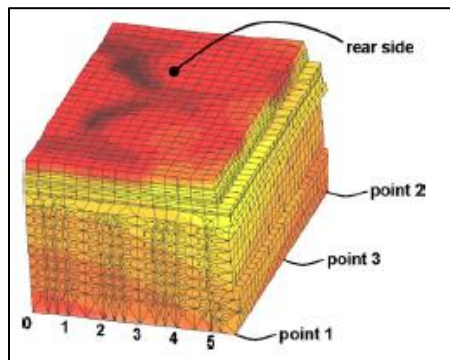


Figura 5. Malla y deformada en 3D del escudo tras el HIP

2.2.3. Modelización con CAD

La precisión de la forma final se define por las dimensiones iniciales de las herramientas y la cápsula, que a su vez se definen mediante modelado apropiado. Por ello W.X. Yuan, J. Meia, V. Samarov, D. Seliverstov y X. Wua proponen en (2007) modelar de forma simple utilizando un modelo de elementos finitos (*FEM*) para el proceso *HIP* utilizando una interfaz con un módulo de diseño de *CAD*. En la *Figura 6* se muestran los modelos.

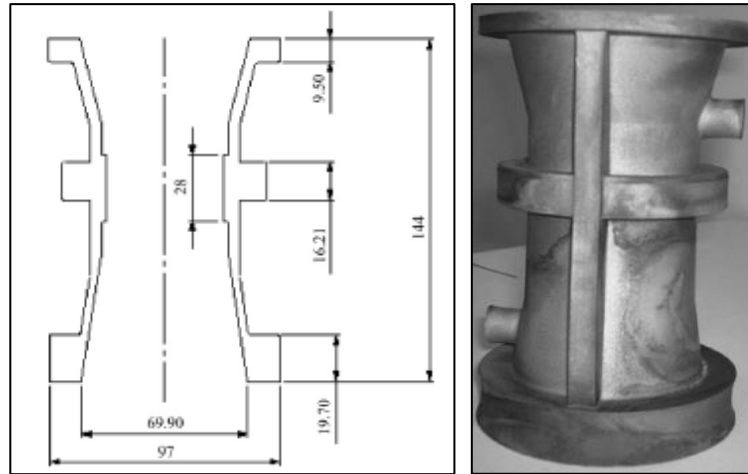


Figura 6. Modelo de CAD (izquierda) y modelo FEM tras el HIP (derecha)

El modelo de elementos finitos (*FEM*) para predecir las dimensiones finales de los componentes conformados producidos por *HIP* se ha desarrollado e incorporado en un módulo *CAD* para el diseño de herramientas, cápsulas y el control del proceso *HIP* en el sitio. Aunque las divergencias entre el diseño y el componente físico se muestran en alguna región de la aplicación, parece que el modelo de cálculo actual es útil para el control de la precisión dimensional de la parte del proceso *HIP* compleja, especialmente para el diseño selectivo de geometrías con forma de red. El método se puede extender directamente al diseño y la fabricación del componente con geometrías grandes y más complejas.

Por otro lado, la firma Procurement Arrangement (PA) ha realizado unos diseños que se presentan en el artículo (Cicero, y otros, 2015). En dicho artículo se realizan algunos ejemplos de las actividades de diseño realizadas para los paneles first wall *FW* de blindaje del ITER. Por ejemplo, las actividades típicas de *CAD* que se deben realizar para acomodar requisitos de diseño y necesidades de interfaz, algunos ejemplos de los estudios de elementos finitos *FEM* realizados para asegurar el cumplimiento de los paneles *FW* con las reglas de diseño exigidas. En la *Figura 7* se muestran los dos modelos.

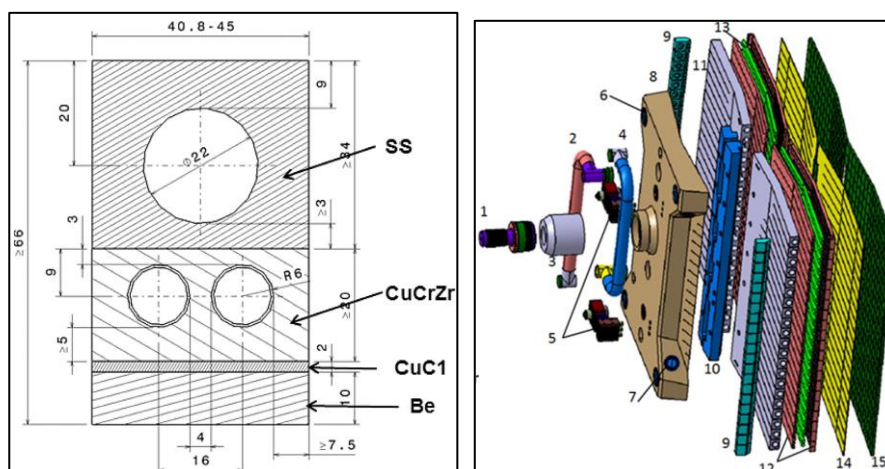


Figura 7. Panel del blindaje (FW) en CAD (izquierda) y elementos finitos FEM (derecha)

2.2.4. Modelo viscoplástico

La mayor parte del software de simulación numérica en el proceso de prensado isostático en caliente (HIP) se basa en el modelado viscoplástico de la densificación. Por ello L. Sanchez, E. Ouedraogo, L. Federzoni, y P. Stutz proponen en (2002) una nueva formulación viscoplástica que introduce un acoplamiento explícito entre partes isotrópicas y desviadoras del estado de estrés, permitiendo entonces más flexibilidad para tener en cuenta los resultados experimentales obtenidos a partir de pruebas isotrópicas, de compactación y fluencia. Esta nueva formulación ha sido implementada en el software de elementos finitos *PreCAD*. Estas simulaciones logradas con el software *PreCAD*, se comparan con un experimento sobre una pieza compleja fabricada por *CEA Grenoble*. Así, con el fin de mejorar las predicciones numéricas, los autores han implementado en *PreCAD* un nuevo enfoque viscoplástico: el modelo 3S.

Esta ley mejora significativamente la predicción numérica a lo largo de la forma del polvo y especialmente en las zonas horizontales superiores e inferiores donde las predicciones de otros modelos no son satisfactorias. Sin embargo, existe una diferencia residual entre esta nueva ley y el experimento. Esta diferencia puede deberse, primero, a la rigidez del recipiente, que las propiedades del material no están correctamente modeladas todavía, y segundo, a una plasticidad no insignificante durante la subida de presión y temperatura.

2.2.5. Elección de la aleación de cobre

Para eliminar el flujo de calor cerca del primer panel del blindaje del ITER, el acero inoxidable SS está blindado con una aleación de cobre. En cuanto a la elección de la aleación de cobre más idónea y que a su vez trabaje eficientemente con el acero, G. Le Marois, Ch. Dellis, J.M. Gentzbitel y F. Moret proponen en (1996) seleccionar como candidatos una aleación endurecida de cobre, cromo y zirconio *CuCrZr* y una dispersión reforzada de *Cu-Al* (*DS-Cu*, *Glidcop*), debido a su alta conductividad térmica combinada con una elevada fuerza mecánica. Tras investigar las uniones de la aleación *CuCrZr* y la dispersión *Glidcop* con el acero 316LN, llegaron a las siguientes conclusiones.

- A pesar del buen comportamiento de la unión cuando se usa la aleación *CuCrZr*, existen limitaciones debido a la estabilidad térmica de esta aleación y su uso para la aplicación sobre los paneles *FW* integrados en el ITER.
- Si se utiliza la dispersión *Glidcop*, se recomienda una placa extruida. Sin embargo, se necesita mejorar sus propiedades mecánicas, principalmente su ductilidad a temperaturas elevadas. Se puede conseguir con un material más homogéneo, a partir de una selección de un corte estrecho del polvo de *Glidcop*.

2.2.6. Juntas entre materiales

De forma paralela al apartado anterior Jeong-Yong Park, Byung-Kwon Choi, Hyun-Gil Kim, Jun-Hwan Kim, Myung-Ho Lee, Sang-Yun Park, Bong Guen Hong y Yong Hwan Jeong se proponen analizar y examinar en (2006) la condición óptima de unión las articulaciones de las relaciones entre cobre y acero inoxidable *Cu/SS* y berilio y cobre *Be/Cu*, realizando observaciones sobre la microestructura y pruebas mecánicas en las articulaciones tras un proceso de *HIP*, y así investigar la condición óptima para la fabricación del primer panel *FW* del ITER.

Las juntas *CuCrZr/SS316L* y *DSCu/SS316L* fueron fabricadas con éxito por el proceso *HIP* a una temperatura de 1050°C y una presión de entre 100MPa y 150MPa durante dos horas. No se observaron defectos tales como grietas o poros en la interfase de unión entre *Cu/SS*. La articulación *CuCrZr/SS* mostró mejores propiedades mecánicas que la articulación *DSCu/SS*. La unión *Be/CuCrZr*, con capas intermedias de cromo *Cr* y cobre *Cu*, también fue fabricada por un proceso *HIP* a 550°C y 150MPa durante una hora. La muestra de la articulación *Be/CuCrZr* con una interfaz plana mostró una resistencia a la flexión más alta, pero mostró una menor resistencia al corte en la prueba de cizallamiento cuando se comparó con la de una interfaz rugosa. Se demostró que la resistencia de unión de la unión *Be/CuCrZr* dependía de las características de la interfaz y del modo de propagación de la grieta.

2.2.7. Comportamiento de los componentes de la aleación *CuCrZr*

Para limitar el crecimiento anómalo del grano de la aleación *CuCrZr* tras el *HIP* y fabricar paneles *FW* del ITER más eficientes, un estudio ha comenzado en 2010 en la UE en el marco de un acuerdo de trabajos del ITER. Se han investigado dos métodos de fabricación de materiales. El primero se enfocó a la fabricación de aleaciones sólidas *CuCrZr* mediante dos procesos con velocidades de deformación baja y alta; y varias concentraciones químicas para observar su influencia en la microestructura. El segundo enfoque investigado fue la ruta de la metalurgia de polvos (PM).

El análisis del trabajo asociado a los dos enfoques, así como una comparación de las microestructuras y las propiedades mecánicas de las aleaciones *CuCrZr* investigadas se muestran en el artículo de Frayssines en (2014), Las conclusiones que alcanzan son las siguientes:

- Los productos de alto contenido en cromo *Cr* tienen una mayor resistencia al crecimiento de grano que los productos bajos en cromo *Cr*.
- Al reducir el contenido de cromo *Cr* los bultos de *CuCrZr* transformados a baja velocidad de deformación tienen una microestructura homogénea compuesta por un tamaño medio de grano pequeño en el intervalo de $40\text{-}70\ \mu\text{m}$.
- Aumentar el contenido en cromo *Cr* y en zirconio *Zr* puede ayudar a fabricar aleaciones *CuCrZr* con una mejor resistencia al crecimiento del grano.
- La aleación de *CuCrZr* fabricada por una vía de metalurgia de polvo no optimizada presenta una microestructura homogénea compuesta por un tamaño de grano pequeño, pero las propiedades de tracción son ligeramente menores comparadas con los requerimientos de ITER.

2.3. Simulaciones numéricas existentes

Se han realizado diferentes proyectos que pretenden analizar y evaluar el comportamiento del *HIP* a través de tecnologías de fabricación mediante la construcción de maquetas (*mock-up*) y prototipos.

2.3.1. Prototipos para el JAERI

El *JAERI* (Japan Atomic Energy Research Institute) realizó una serie de R&D de forma sistemática, con el objetivo de establecer tecnologías de fabricación y evaluar el comportamiento termo-mecánico de las estructuras que han sufrido un proceso de *HIP*. Los logros obtenidos en las

tecnologías *HIP* y su aplicabilidad a los paneles del blindaje del ITER se muestran en el artículo de Satoshi en (1998) y se resumen a continuación:

- Las condiciones óptimas para la unión simultánea de los diferentes materiales, acero inoxidable y aleaciones de cobre, tras el proceso *HIP* son 1050°C , 150 MPa y un tiempo de retención de 2 horas.
- Las juntas unidas tras el proceso *HIP*, en las condiciones anteriores, mostraron fuerzas de tracción y de fluencia suficientes, mientras que su elongación total y resistencia a la fatiga se degradaron a temperaturas elevadas.
- A través de la fabricación del panel (first wall *FW*), se obtuvieron maquetas de manta de blindaje pequeñas y medianas, se obtuvo la confirmación de la capacidad de unión tras *HIP* y datos de ingeniería sobre la fabricación del componente.
- Las pruebas de alto flujo de calor de las primeras maquetas de pared también confirmaron el rendimiento de eliminación de calor, y la integridad de la estructura unida a *HIP* contra cargas térmicas cíclicas.

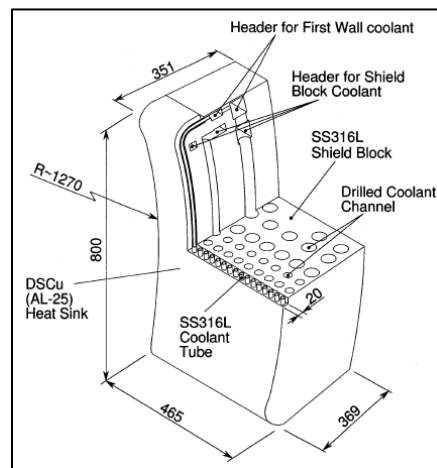


Figura 8. Mock-Up del escudo y el panel del blindaje del ITER realizado por el JAERI

2.3.2. Mock-Up del escudo del ITER

La oxidación de la superficie del polvo influye negativamente en la resistencia al impacto de la materia prima y a las uniones consolidadas.

Con el fin de obtener propiedades mecánicas aceptables de los materiales, en el artículo de Cédât, Bobin, Boireau, Bucci y Lorenzetto en (2012) desarrollaron un módulo a escala completa del escudo del blindaje del ITER, obtenido de un bloque forjado de $1350\text{mm} \times 1300\text{mm} \times 450\text{mm}$, siguiendo los pasos principales de mecanizado tales como perforación profunda (1200mm), mecanizado 3D, aserrado y doblado de tubos 3D. En su estudio se revisan las etapas de fabricación, el examen no destructivo y los desarrollos de las juntas tras el proceso *HIP* del acero inoxidable 316L (polvo y sólido) para aplicación sobre los paneles del blindaje ITER. Además, se estudia el efecto de la reducción del contenido de oxígeno en polvo. En la Figura 9 se muestra el mock-up realizado.

Este primer prototipo de blindaje fabricado a partir de acero inoxidable *HIP* forjado y en polvo se mostró que, aunque complejo de fabricar, es factible:

- Se han anticipado y preparado con éxito operaciones de fabricación como perforación profunda, mecanizado de ranuras, curvado 3D y monitoreo de distorsiones *HIP*.
- Durante este estudio se ha avanzado mucho en la comprensión de la distorsión térmica del escudo. Se han evaluado los materiales y las tecnologías de fabricación. El prototipo del módulo ha sido construido con éxito y probado integralmente.



Figura 9. Mock-Up del escudo realizado

2.3.3. Mock-Up de diez dedos

Un interesante modelo es el diseñado por Ordás en (2017). Consiste en un prototipo de 10 dedos para presentar la caracterización microestructural y mecánica de las juntas *SS/CuCrZr* y *CuCrZr/CuCrZr* y compararlas con las especificaciones del ITER. Los resultados se correlacionan con el proceso de fabricación. Se hace hincapié en los efectos que tienen el recocido entre ciclos *HIP* y el endurecimiento durante la fase final sobre el material *CuCrZr* y la conducción mecánica de las articulaciones. En la Figura 10 se muestra el mock-up de diez dedos.



Figura 10. Mock-Up de diez dedos

Se obtuvieron juntas de *CuCrZr/CuCrZr* y *SS/CuCrZr* sin ningún tipo de poros u óxidos. Ensayos mecánicos y los análisis de superficies de fractura demuestran que las juntas no son los puntos más débiles del componente. Sin embargo, las propiedades mecánicas de las juntas no cumplen con las especificaciones, como resultado de no haber realizado un tratamiento térmico final para simular el ciclo *HIP* final. La cantidad de cromo en la aleación *CuCrZr* es un parámetro clave para obtener microestructuras adecuadas y con buenas propiedades mecánicas. En resumen, se ha demostrado que tanto el *HIP* como los tratamientos térmicos son cruciales para el rendimiento final de este prototipo multimarca y, por lo tanto, los paneles *FW*.

2.3.4. Mock-Up desarrollado por el JADA

El JADA (The Japan Domestic Agency) ha diseñado una maqueta de calibración utilizando el *HIP* y ha llevado a cabo los ensayos de materiales y los exámenes no destructivos para calificar las tecnologías de unión para juntas con *CuCrZr*, esto se muestra en el artículo realizado por Nishi en (2008). Todos los exámenes y pruebas de materiales mostraron que la maqueta estaba libre de defectos y alcanzó suficiente resistencia. Cuando las juntas de materiales diferentes se someten a una fuerza externa, ya sea una carga térmica, la distribución de tensiones muestra singularidad y gran concentración de tensiones en el borde de la interfase causadas por esas propiedades elásticas. En cuanto a la unión *SS/CuCrZr*, sin embargo, la singularidad era pequeña y el espécimen de tracción estaba fracturado en *CuCrZr*, debido a que las propiedades elásticas entre *SS* y *CuCrZr* son casi iguales. Sin embargo, la singularidad de *Be/CuCrZr* era considerable. Más investigaciones sobre el efecto de la carga de calor cíclico sobre la resistencia y la vida de fatiga térmica se requieren en la articulación *Be/CuCrZr*. En la *Figura 11* se muestra el modelo del JADA.

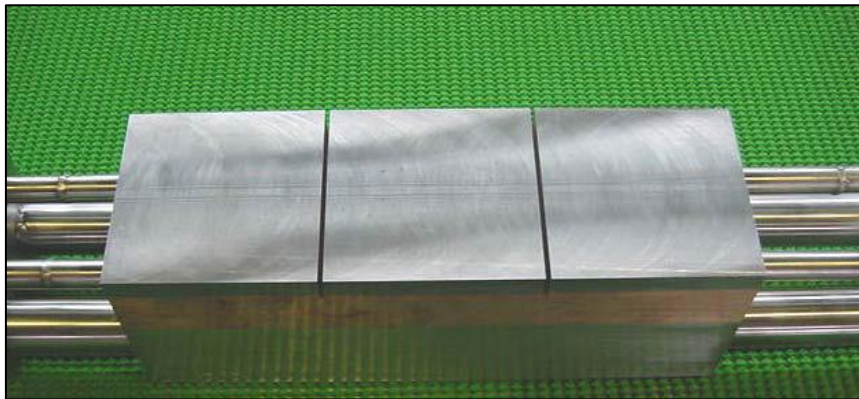


Figura 11. Mock-up fabricado por JADA

2.3.5. Mock-Up del panel del FW

En el artículo de Banetta en (2014) se detallan el desarrollo de la fabricación de maquetas de escala reducida del panel de blindaje (*first wall FW*) y del diseño de flujo de calor normal (NHF), incluyendo un semiprototipo con unas dimensiones de 305 mm x 660 mm, correspondiente a aproximadamente 1/6 de un panel a gran escala.

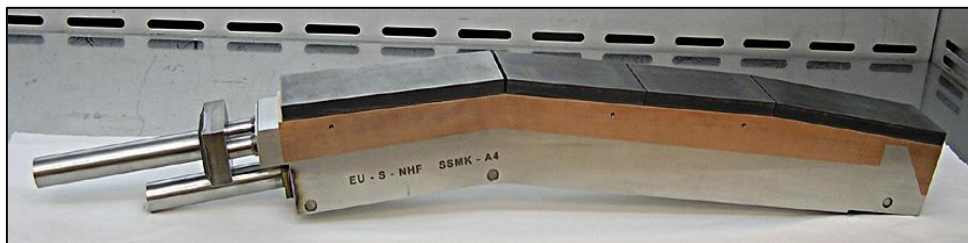


Figura 12. Mock-Up del panel de blindaje del FW

El objetivo de la actividad es demostrar la capacidad de la Agencia Doméstica Europea para producir maquetas representativas del lado del plasma, parte que protege los paneles del blindaje. Estos componentes deberán poder cumplir los criterios de aceptación establecidos por la organización ITER en relación con la fabricación, la calidad y el rendimiento bajo fatiga térmica. Obteniendo buenos resultados en los diferentes modelos y firmando un nuevo acuerdo para la fabricación y prueba de un prototipo a gran escala de paneles del primer muro *FW*. En la *Figura 12* se muestra el panel de blindaje.

3. Descripción del problema

En el presente apartado se describirá por un lado la pieza del panel *FW* de blindaje del ITER, sobre la que realizaremos el modelo para poder realizar las simulaciones numéricas, el proceso (HIP) que queremos simular y un estudio preliminar para conocer las variables más determinantes que afectan a la simulación numérica.

3.1. Geometría del Mock-up real

Los paneles *First Wall* se encuentran situados en la parte interna del sistema de blindaje del ITER, por tanto, se encuentran expuesto directamente al plasma. Su función principal es la de proporcionar el blindaje térmico y nuclear principal a los diferentes componentes del reactor. El panel deberá soportar dos niveles diferentes de cargas de calentamiento denominadas *Normal Heat Flux (NHF)* de aproximadamente 2MW/m^2 y *Enhanced Heat Flux (EHF)* que tiene unos valores ente 2 y 5MW/m^2 . Dependiendo de la posición del panel dentro del blindaje soportara una carga u otra. *Figura 13*.

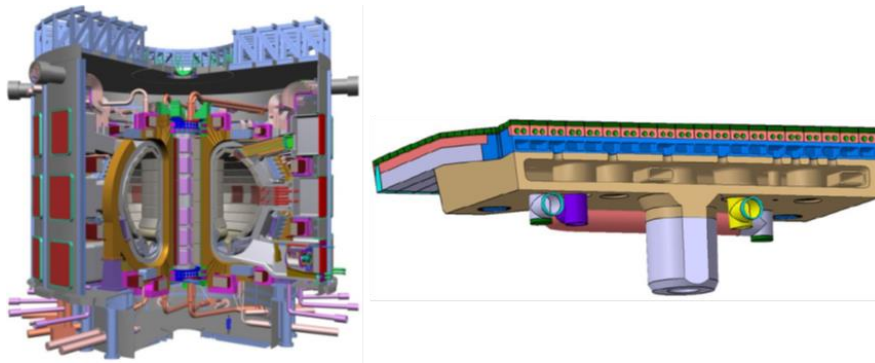


Figura 13. Reactor (izquierda), corte transversal del panel first wall (derecha) [www.iter.org]

El panel *First Wall* es fabricado de acuerdo a la siguiente secuencia:

- Operaciones de perforación
- Procedimientos de montaje
- Operación de curvado
- Hot Isostatic Pressure (HIP) ciclos
- Tratamiento térmico (HT) y enfriamiento de gas
- Operaciones previas de mecanizado.
- Cortes Longitudinales
- Operaciones de mecanizado

Los paneles en la fase final de su diseño son cortados en un número de dedos longitudinales que posteriormente son enfriados mediante agua a presión introducida en el sistema de refrigeración a 70°C y se extrae a 110°C aproximadamente. El fin de realizar este procedimiento es reducir las corrientes inducidas por las cargas electromagnéticas durante las operaciones del ITER.

Debido a que la geometría del panel *First Wall* es compleja, así como a la estrategia experimental y numérica para estudiar los procesos de fabricación, se ha simplificado la geometría realizando dos niveles de simplificación de la pieza.

En un primer nivel de simplificación se han reducido las dimensiones reales y muchos de los detalles funcionales han sido simplificados. Sin embargo, las dimensiones principales se mantienen sin cambios como la longitud de los orificios y su sección.

En un segundo nivel de simplificación, que es el que servirá de base en el modelo numérico, se reducen las dimensiones, se omiten ciertos detalles que dificultan el modelaje y además se reducen el número de fases de fabricación: la operación de doblado y el ciclo HIP final utilizado para agregar la capa de berilio no se han considerado.

La *Figura 14* muestra una vista de la pieza tras el segundo nivel de simplificación, y la ubicación de los diferentes materiales utilizados. La configuración inicial es un volumen similar a un paralelepípedo de acero inoxidable SS que sella dentro de si otro paralelepípedo que contiene la aleación de cobre *CuCrZr*. El volumen presenta de 434,4 mm de ancho y 718 mm de largo, con un espesor varía entre 61 mm y 77 mm ya que no es uniforme en una de las caras. El diámetro de los agujeros es de 26 mm.

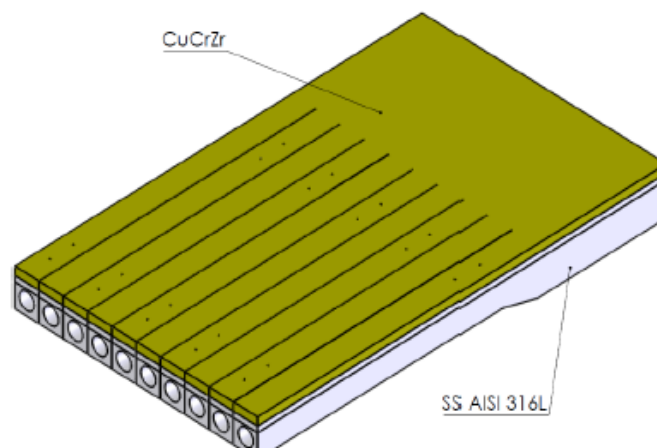


Figura 14. Geometría tras la segunda simplificación del panel first wall.

El *mock-up* presenta en los laterales cuatro dispositivos de soporte, dos a cada lado. La función de estos soportes es mantener el *mock-up* sujeto durante las operaciones de *HIP* y posteriores tratamientos térmicos. Los soportes son de forma circular con un diámetro de 30.0mm y se colocan a 129,0mm y 544,0mm, desde el plano posterior del componente, respectivamente.

Las fases de fabricación para fabricar el *first wall* tras la segunda simplificación son las siguientes:

- Mecanizado de piezas individuales
- Operaciones de ensamblaje y sellado
- Ciclo HIP para unir SS / CuCrZr
- Tratamiento térmico (HT)
- Operación de mecanizado: partes superior, lateral y posterior
- Cortar los dedos: diez dedos de 41 mm de ancho cada uno.
- Mecanizado final: anverso y reverso

3.2. Proceso HIP

El proceso que queremos simular es el *Hot Isostatic Pressing*; el objetivo del ciclo HIP es la unión mecánica entre el acero inoxidable (SS) y la aleación de cobre (CuCrZr). Esto es posible aplicando simultáneamente la presión isotrópica y un campo de alta temperatura de acuerdo con una función de carga prescrita. En una primera fase, tanto la temperatura como la presión se aumentan simultáneamente hasta alcanzar sus valores máximos; que son 1040°C y 140MPa para el campo de temperatura y la presión isostática, respectivamente. La temperatura y la presión se mantienen constantes durante el segundo intervalo de tiempo de 120min . Finalmente, las cargas termomecánicas se eliminan para alcanzar la temperatura y presión ambiente. La duración total del ciclo HIP es de unos 320 minutos. Al final del ciclo HIP, se consigue la unión entre la carcasa SS y la aleación de cobre.

De cualquier forma, tal como se ha comentado en el apartado anterior para el modelo numérico se utilizará las simplificaciones de segundo nivel, sobre el *mock-up*, en las cuales se omiten el segundo y tercer ciclo del HIP, ya que en el presente proyecto nos centraremos en la unión del acero inoxidable y la aleación de cobre en el primero ciclo con 1040°C y 140MPa de temperatura y presión respectivamente.

Debidas al proceso la geometría es sometida a una serie de tensiones y desplazamientos residuales, debidos a la plasticidad de los materiales, que hacen que se produzcan unas deformaciones en la geometría final. Estas tensiones y desplazamientos residuales son el objeto del problema de la presente tesina.

3.3. Propiedades de los materiales

El modelo numérico, tras las simplificaciones realizadas, presenta únicamente dos materiales: el acero inoxidable SS y la aleación de cobre CuCrZr. Las características de dichos materiales, que se mantendrán a lo largo de toda la tesina siempre que no se indique lo contrario, varían en función de la temperatura y se muestran en las siguientes tablas y figuras:

Tabla 1. Características de los materiales

Propiedad	Acero SS		Aleación CuCrZr	
	Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)	Valor	Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)	Valor
Densidad [kg/m^3]	20	7930	20	8900
	1000	7930	1000	8900
Calor específico	20	470	20	390
	5000	470	1000	390
Conductividad Térmica [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]	20	14.3	20	318
	1000	14.3	1000	318
Módulo de Young [Pa]	20	2e11	20	1.275e11
	800	1.26e11	600	1.06e11
	1100	2e10	1040	4.1e10
Coeficiente de Poisson	20	0.3	20	0.3
	600	0.3	600	0.3
	1040	0.3	1040	0.3

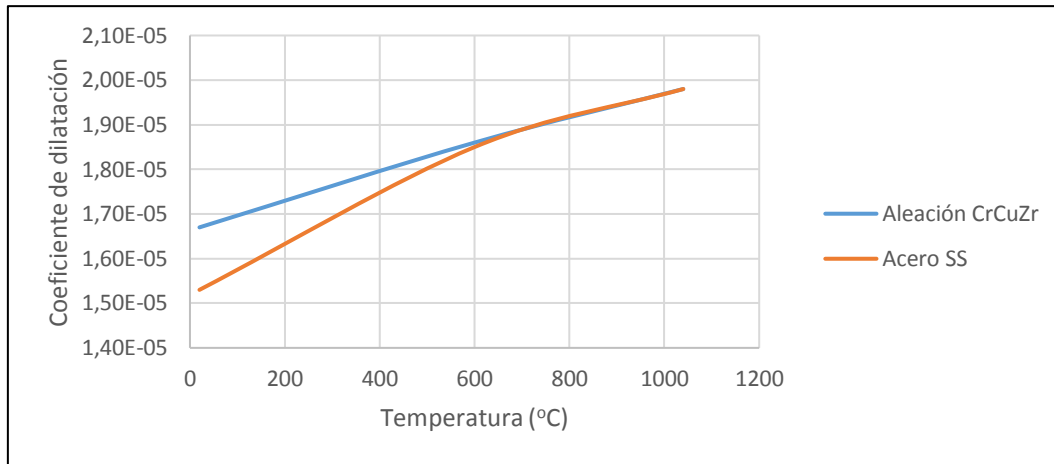


Figura 15. Evolución del coeficiente de dilatación con la temperatura para los dos materiales

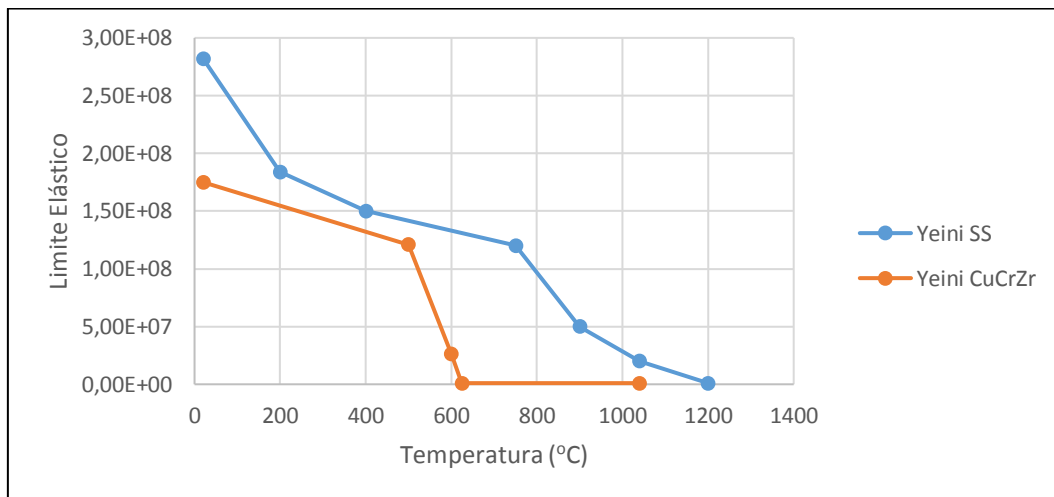


Figura 16. Evolución del límite elástico con la temperatura para los dos materiales

Como se puede observar en la *Figura 15* con el aumento de la temperatura el coeficiente de dilatación (α), que en ocasiones se conocerá simplemente como *alfa*, la diferencia de valor entre el acero inoxidable y la aleación de cobre se va acortando, presentado valores muy cercanos a partir de los 600°C.

3.4. Condiciones de carga y de contorno

El modelo de ensayo presenta dos tipos de condiciones de contorno a lo largo de toda la tesina: condiciones en desplazamientos y condiciones de carga en cuanto a presiones y temperaturas.

El modelo presenta dos condiciones de contorno sobre los desplazamientos. Por un lado, se tendrá restricciones en dos puntos que simbolizan los apoyos de sujeción de la pieza *mock-up*, durante el proceso de *HIP*, en uno de los laterales del modelo. En un primer punto (amarillo en la *Figura 17*) se restringirá el movimiento en dirección longitudinal (dimensión mayor) y en dirección vertical (espesor); en un segundo punto (verde en la *Figura 17*) se restringirá únicamente el movimiento en la dirección vertical.

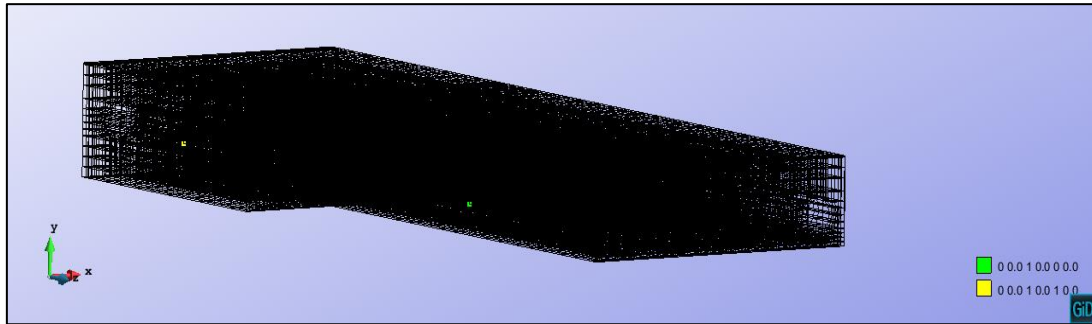


Figura 17. Condiciones mecánicas equivalentes a los apoyos.

La segunda condición mecánica corresponde al plano de simetría que se encuentra en uno de los laterales del modelo y en el cual se restringe el movimiento en dirección transversal (dimensión menor). Esto se puede apreciar en la Figura 18, siendo el plano de simetría la zona sombreada de violeta.

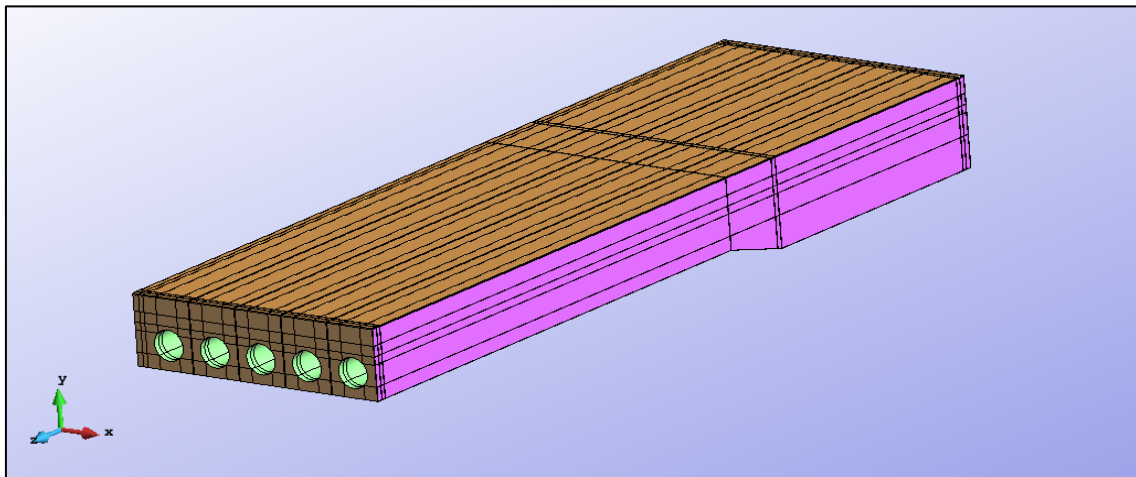


Figura 18. Condición mecánica de simetría

En cuanto a las condiciones de carga, que son funciones temporales de presión y temperatura, actúan ambas sobre toda la superficie exterior exceptuando sobre en el plano de simetría (Figura 19).

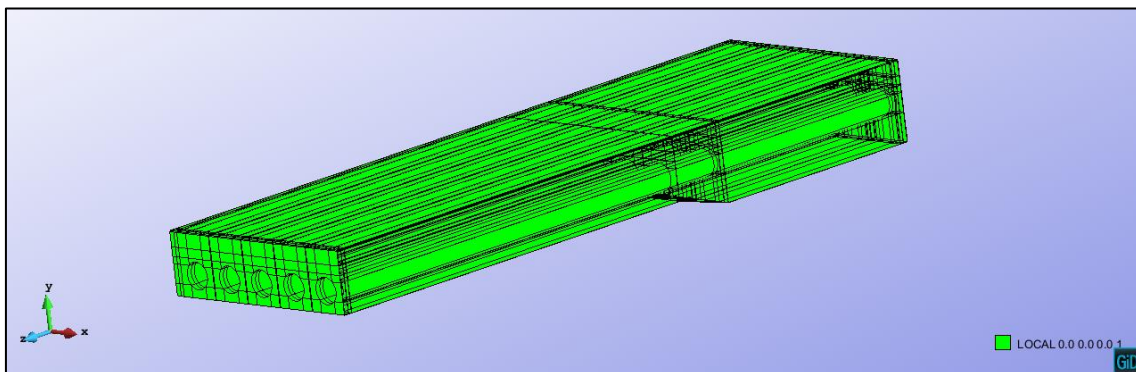


Figura 19. Área de actuación de las condiciones de carga

En cuanto a los valores de la presión presenta un incremento de **140 MPa**, mientras que la temperatura presenta un incremento de **1020°C** teniendo los materiales una temperatura inicial

de 20°C; lo que lleva finalmente a los 1040°C. La máxima temperatura se presenta a los 10800 segundos que es el punto máximo del calentamiento, momento a partir del cual la pieza se empieza a enfriar hasta volver a la temperatura inicial; este será el punto donde se estudiarán los desplazamientos y las tensiones residuales. Esto se ve reflejado en la *Figura 20*.

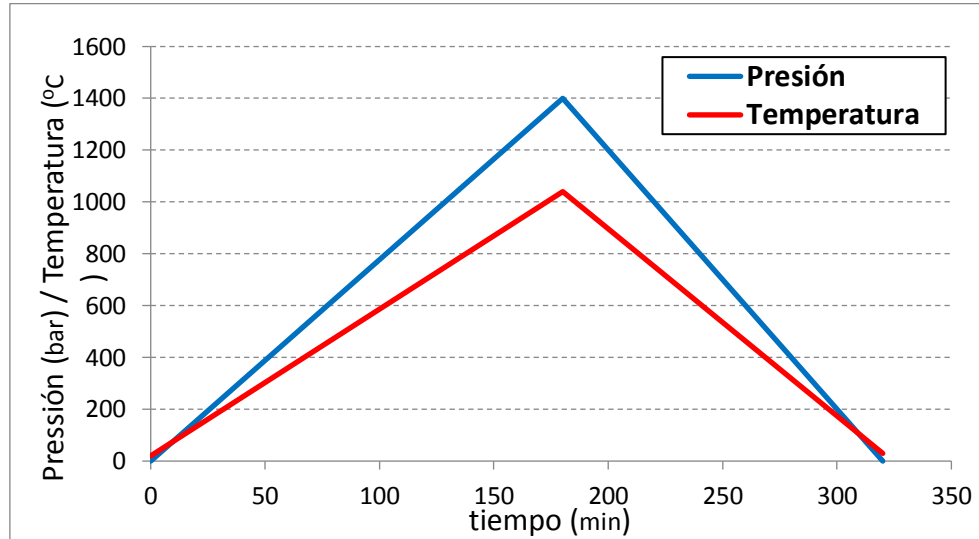


Figura 20. Evolución de la temperatura y la presión con el tiempo durante el proceso HIP

Estas condiciones e intervalos son aplicables a los diversos modelos de la presente tesina, siempre y cuando no se especifique lo contrario.

3.5. Modelo constitutivo

Se adopta un marco termomecánico para la simulación numérica de las diferentes fases de fabricación consideradas. Al final del presente apartado se resumen las ecuaciones constitutivas asumidas en la simulación numérica.

Un método de paso fraccional se utiliza para resolver de forma escalonada el equilibrio de momento y el equilibrio de las ecuaciones de energía.

La ley de Fourier se adopta para tratar la conducción de calor siendo $k(T)$ la conductividad térmica dependiente de la temperatura.

La absorción de calor y las pérdidas de calor se deben a los mecanismos de convección y radiación. Los efectos inducidos por la convección de calor se pueden tener en cuenta utilizando la ley de Newton como:

$$q_{conv} = h_{conv}(T - T_{env})$$

donde h_{conv} es el *coeficiente de transferencia de calor* (HTC) por convección entre el componente y el entorno circundante, mientras que T_{env} es la temperatura. La pérdida de calor por radiación se describe en la ley de radiación:

$$q_{rad} = \sigma_{rad}\epsilon_{rad}(T^4 - T_{env}^4)$$

donde ε_{rad} es el parámetro de emisividad, mientras que σ_{rad} es la constante de Stefan-Boltzmann. Ambos modelos son necesarios para tener en cuenta la evolución del campo de temperatura aplicada en el HIP.

Se ha utilizado un modelo constitutivo visco-elasto y visco-plástico que incluye tanto el endurecimiento isotrópico como el reblandecimiento térmico para caracterizar tanto el acero inoxidable SS como la aleación de cobre CuCrZr. La Figura 21 muestra una representación esquemática del modelo reológico mecánico. Ambas respuestas viscoelásticas y viscoplásticas se han incluido para dotar al modelo de la capacidad de simular comportamientos dependientes del tiempo.

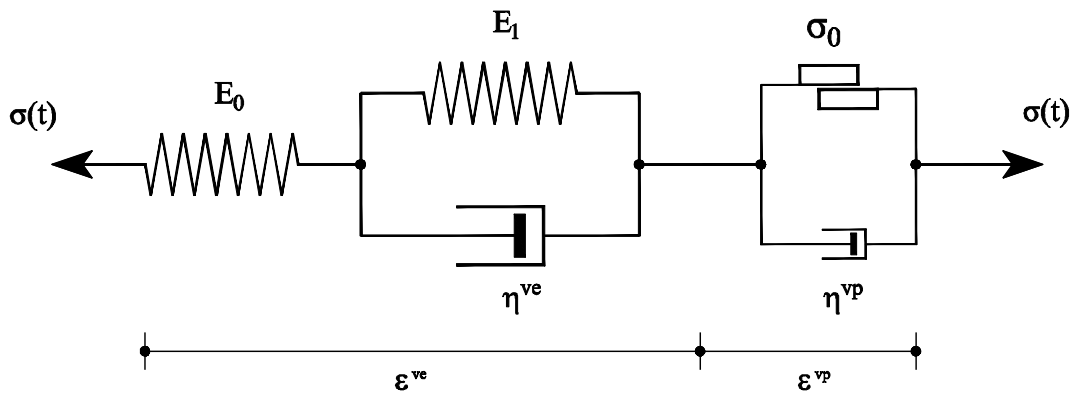


Figura 21. Esquema reológico del modelo viscoelástico y viscoplástico

El modelo viscoelástico depende de la viscosidad elástica η^{ve} para que la rigidez del material pueda variar desde su valor inicial E_0 ($t = 0$) hasta la rigidez final E_∞ ($t \rightarrow \infty$) definida como:

$$E_\infty = \frac{E_0 + E_1}{E_0 E_1}$$

El límite elástico σ_0 es un parámetro crítico del material dependiente de la temperatura que se reduce progresivamente mientras la temperatura aumenta. Cuando la temperatura está cerca de la temperatura de fusión, el radio de la superficie de fluencia se desvanece y la respuesta mecánica para las fases blanda y líquida es puramente viscosa, siendo η^{vp} la viscosidad plástica asociada.

El endurecimiento isotrópico se define por la tensión de saturación σ_∞ y el coeficiente de endurecimiento lineal H . Se asume que la temperatura de fusión es la temperatura de recocido. Por lo tanto, el endurecimiento por deformación se restablece por encima de dicha temperatura.

Finalmente, la contracción térmica depende del coeficiente de expansión térmica $\alpha(T)$ y de la temperatura inicial T_0 definida para cada material.

Todo lo descrito en el presente apartado queda documentado en los dos artículos de Agelet de Saracibar, Cervera, & Chiumenti en (1999). A continuación se describe la formulación.

Modelo Térmico

- Ecuación equilibrio energía $\dot{H} = -\nabla \cdot \mathbf{q}$
- Ratio entalpia $\dot{H}(T) = C(T)\dot{T}$
- Ley de Fourier para la conducción de calor $\mathbf{q} = -k(T)\nabla T$
- Flujo calor convección $q_{conv} = h_{conv}(T - T_{env})$
- Flujo calor radiación $q_{rad} = \sigma_{rad}\epsilon_{rad}(T^4 - T_{env}^4)$

Modelo Mecánico

- Deformación total $\boldsymbol{\varepsilon} = \nabla^S \mathbf{u}$
- Deformación térmica $\boldsymbol{\varepsilon}^\theta = 3[\alpha(T)(T - T_{ref}) - \alpha(T_0)(T_0 - T_{ref})]$
- Tensor de tensiones $\boldsymbol{\sigma} = p\mathbf{I} + \mathbf{s}(\mathbf{u})$
- Ecuación balance momento $\nabla \cdot \mathbf{s}(\mathbf{u}) + \nabla p + \mathbf{f} = \mathbf{0} \quad \text{in } \Omega$
- Tensor deformaciones $\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{e} + \varepsilon_v \mathbf{I}$
- Tensor de deformaciones deviator $\mathbf{e} = \mathbf{e}^{ve} + \mathbf{e}^{vp}$
- Ecuación volumétrica constitutiva $p = K(\nabla \cdot \mathbf{u} - \varepsilon^\theta)$
- Ecuación deviatora constitutiva $\mathbf{s}(\mathbf{u}) = 2G\mathbf{e}^{ve} + \eta\dot{\mathbf{e}}^{ve}$
- Superficie de fluencia $\Phi(\mathbf{s}, q, T) = \|\mathbf{s}\| - R(q, T)$
- Radio Von Mises superficie fluencia $R(q, T) = \sqrt{\frac{2}{3}}[\sigma_0(T) - q]$
- Endurecimiento isotrópico $q = -[\sigma_\infty - \sigma_0](1 - e^{-\delta\xi}) - H\xi$
- Ley de evolución para la deformación plástica $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \gamma^{vp} \frac{\mathbf{s}}{\|\mathbf{s}\|}$
- Endurecimiento por deformación isotrópica $\dot{\xi} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left\langle \frac{\Phi(\mathbf{s}, q, T)}{\eta_p} \right\rangle = \sqrt{\frac{2}{3}} \gamma^{vp}$

4. Simulación numérica del proceso HIP sobre un mock-up

En este apartado se va a mostrar los diferentes resultados obtenidos mediante la simulación numérica trabajando sobre los tres modelos que se han realizado, estos son:

- Modelo simple: Primer modelo para realizar un análisis de sensibilidad cualitativo.
- Modelo Mock-Up: Modelo realizado a partir de la geometría simplificada. Se realizará un análisis de sensibilidad cuantitativo.
- Modelo con material en la interfase: Modelo realizado a partir de la geometría simplificada, pero con un nuevo volumen en la interfase que permita analizar el proceso en función de la interacción de los materiales en la interfase, lo que afecta a la capacidad de expansión de la aleación y al movimiento relativo entre ambos

Debidas al proceso la geometría es sometida a una serie de tensiones y desplazamientos residuales, debidos a la plasticidad de los materiales, que hacen que se produzcan unas deformaciones en la geometría final. Estas tensiones y desplazamientos residuales son el objeto del problema y serán los principales resultados sobre los que se valorarán las conclusiones de cada modelo.

En cada apartado se realizará una descripción de la geometría del modelo sobre el que se va a trabajar y una breve definición de diversas características del mismo; para a continuación pasar a mostrar los resultados obtenidos en los diferentes casos de ensayo empleados en las diferentes simulaciones.

4.1. Modelo simple

En el presente apartado se va a realizar un análisis de sensibilidad sobre un modelo que parte de las simplificaciones realizadas en el segundo nivel per además se omitirán los diferentes orificios que atraviesan longitudinalmente la carcasa del *mock-up* y también el desnivel presente en una de las caras, por lo tanto, el espesor será constante en todo el modelo. La finalidad de trabajar con este modelo es tener una primera idea de las variables que más influirán en los resultados antes de trabajar con el mock-up.

4.1.1. Geometría del modelo numérico

La geometría está formada por dos paralelepípedos uno exterior y otro interior. Las dimensiones del paralelepípedo exterior son la siguientes: *738mm* de largo, *455.2 mm* de ancho y un espesor constante de *61mm*. El interior presenta como dimensiones: *728mm* de largo, *445.2mm* de ancho y *23mm* de espesor. En la *Figura 22* se puede apreciar la geometría del modelo.

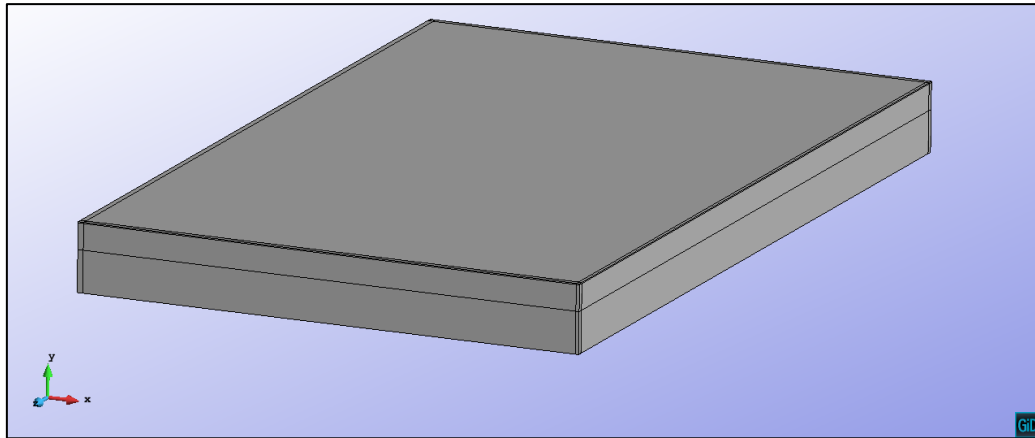


Figura 22. Geometría del modelo simple

4.1.2. Propiedades de los materiales

El modelo presenta los mismos materiales descritos en el apartado 3.3. *Propiedades de los materiales*, con sus mismas propiedades y comportamiento con la variación de la temperatura. El paralelepípedo interior está constituido por la aleación de cobre CuCrZr y el paralelepípedo exterior está compuesto por acero inoxidable SS. Ver Figura 23 y Figura 24.

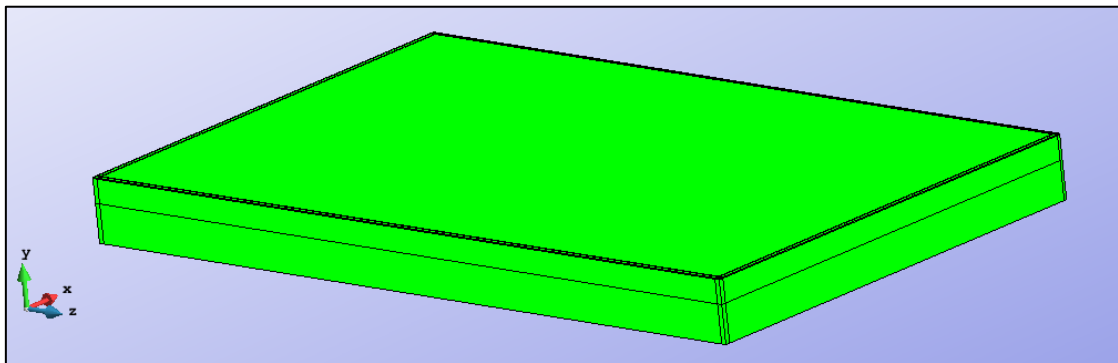


Figura 23. Zona del acero inoxidable SS

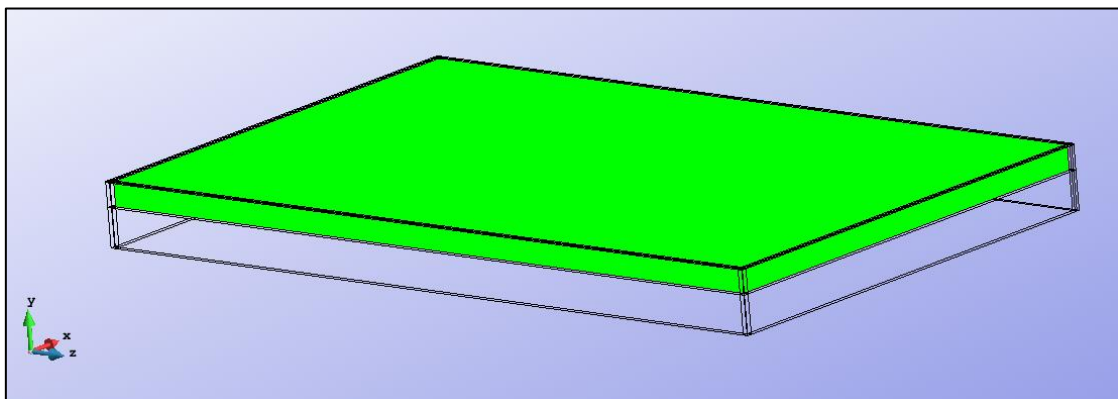


Figura 24. Zona de la aleación de cobre CuCrZr

4.1.3. Condiciones de carga y de contorno

El modelo presenta las condiciones descritas en el apartado 3.4. *Condiciones de carga y de contorno*. Por tanto, se tendrá:

- Condición de contorno sobre los desplazamientos en dos puntos que simbolizan los apoyos. En uno se restringirá el desplazamiento en dirección vertical y longitudinal y en otro únicamente en dirección vertical. Ver *Figura 25*.
- Condición de contorno sobre los desplazamientos restringiendo el desplazamiento en dirección transversal en una de las caras laterales, a modo de plano de simetría. Ver *Figura 26*.
- Dos funciones temporales de presión y temperatura, actuando ambas sobre toda la superficie exterior exceptuando sobre en el plano de simetría. Ver *Figura 27*.

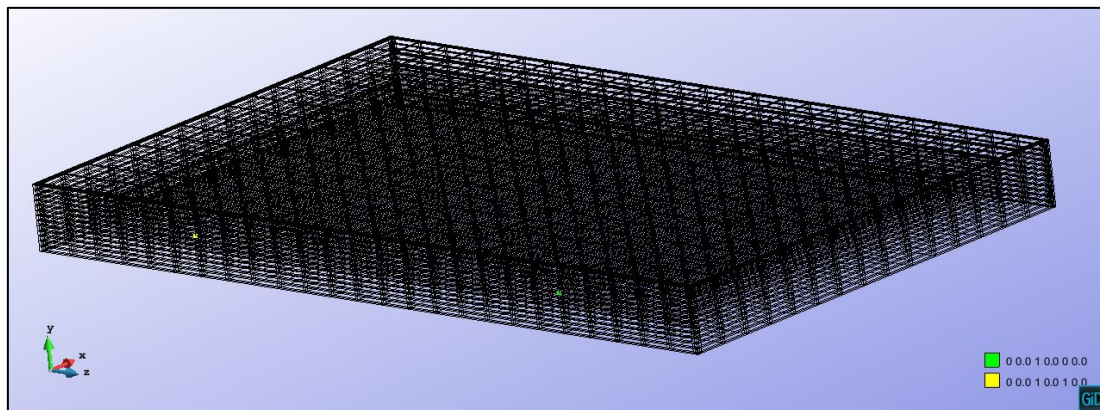


Figura 25. Condiciones contorno sobre puntos equivalentes a los apoyos.

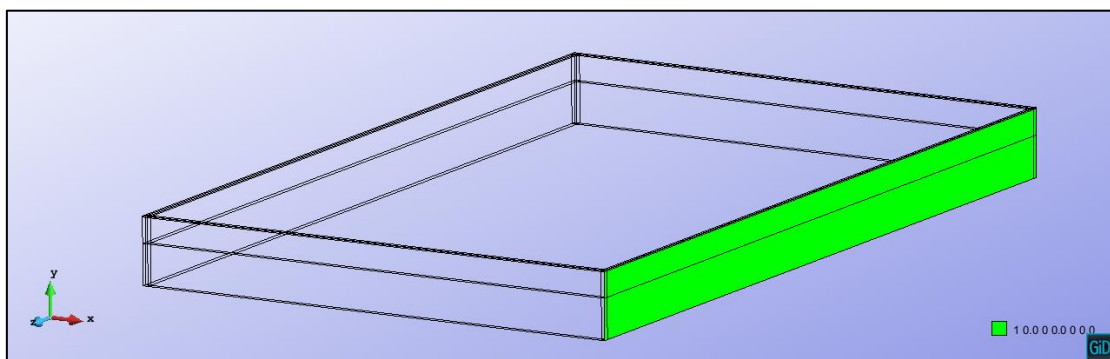


Figura 26. Condicion sobre el plano de simetria

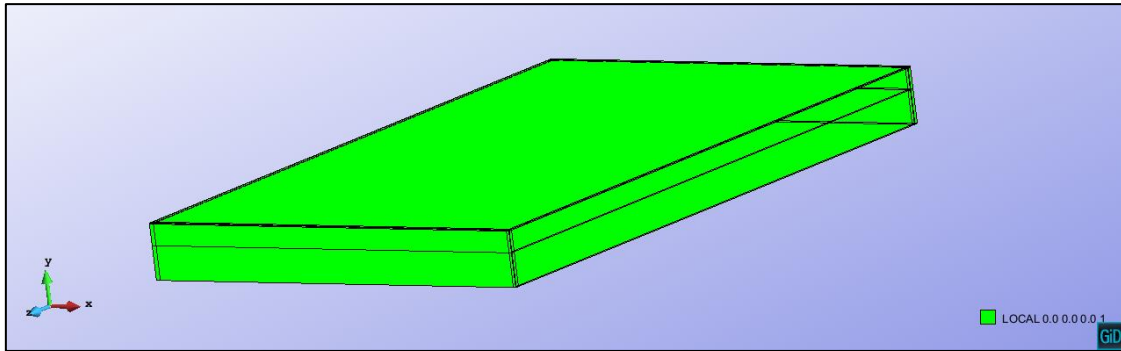


Figura 27. Zona de actuación de las funciones temporales de presión y temperatura

En cuanto a los valores de la presión presenta un incremento de **140 MPa**, mientras que la temperatura presenta un incremento de **1020°C** teniendo los materiales una temperatura inicial de **20°C**; lo que lleva finalmente a los 1040°C. La máxima temperatura se presenta a los 10800 segundos que es el punto máximo del calentamiento, momento a partir del cual la pieza se empieza a enfriar hasta volver a la temperatura inicial; este será el punto donde se estudiarán los desplazamientos y las tensiones residuales.

4.1.4. Discretización en elementos finitos

Para el mallado del modelo simple se ha escogido elementos hexaédricos no cuadráticos (geometría 3D). debido a las siguientes razones:

- En comparación con los elementos tetraédricos, presenta mayor precisión y mejores resultados en cuanto a tensiones. Los elementos tetraédricos son más versátiles en la discretización de geometrías complejas, pero en el caso del modelo de ensayo esto no es un problema.
- No se utilizarán elementos cuadráticos ya que, a pesar de obtener resultados más precisos, el incremento que se tiene en tiempo computacional debido principalmente a que se tienen 3 nodos por arista con el consiguiente aumento en el número de grados de libertad, no justifica el incremento de tiempo computacional.
- Los elementos hexaédricos se adaptan y trabajan muy eficientemente en elementos con deformaciones y tensiones a flexión, que como se verá en los resultados son las presentes en el modelo.

Debido a que la geometría del modelo es bastante sencilla permite utilizar un mallado estructurado. Esta malla estructural está realizada de tal manera que existe una continuidad entre los elementos de la parte exterior (área del acero) y de la parte interior (área de la aleación de CuCrZr) y de esta forma garantizar que los materiales se comportan conjuntamente.

4.1.4.1. Estudio de convergencia

El método de los elementos finitos se basa en la convergencia matemática de la solución discreta hacia la solución en el dominio continuo cuando el tamaño del elemento tiende a cero. Para verificar la idoneidad de la malla escogida se han realizado simulaciones con diferentes tamaños de malla, valorando el grado de convergencia obtenido. Para ello se ha tomado como referencia

el desplazamiento máximo en dirección transversal del paralelepípedo que contiene la aleación de CuCrZr tras el enfriamiento. Los resultados obtenidos se muestran en la *Tabla 2*.

Tabla 2. Resultados del análisis de convergencia de la malla

Número Nodos	Número Elementos	Desplaz transversal (m)	Error relativo (%)
3795	3080	-4,953600E-06	19
5850	4896	-4,163800E-06	56
6048	5070	-2,668700E-06	31
7980	6804	-2,036100E-06	22
8816	7560	-1,672020E-06	3
9600	8265	-1,620800E-06	

Como se puede observar en los resultados, en los últimos casos se obtiene un error relativo de un 3% que se considera aceptable ya que las diferencias en los resultados son pequeñas y al tratarse de un modelo de ensayo se tiene más en cuenta el orden de los valores obtenidos que el valor en sí. La malla finalmente tiene 9600 nodos y 8265 elementos, se muestra en la *Figura 28*.

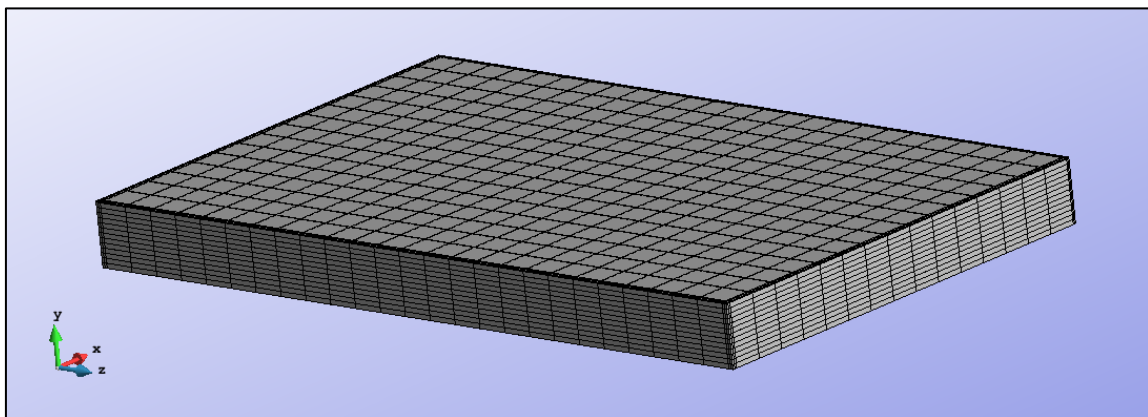


Figura 28. Mallado estructurado del modelo simple

4.1.5. Análisis de sensibilidad

El principal objetivo del modelo de simple es realizar un análisis de sensibilidad que nos facilite, posteriormente en el estudio de la pieza *mock-up*, tener una idea de que variables de las que actúan sobre el modelo son más determinante. Pero sin entrar a evaluar los resultados cuantitativamente.

Primero se definirán una serie de consideraciones previas que se han utilizado sobre el modelo para realizar las simulaciones. Y posteriormente se describirán los resultados obtenidos para los diferentes casos evaluados sobre los que se entrará con más profundidad en el próximo apartado, 4.2. *Simulación numérica del Mock-Up*.

4.1.5.1. Consideraciones previas

Hay una serie de consideraciones previas que se deben comentar antes de describir los resultados obtenidos:

- Se han utilizado en todas las simulaciones 20 pasos de 1080 segundos.

- Los resultados que se evalúan son tensiones σ_{xx} (MPa), tensiones σ_{zz} (MPa), desplazamientos en dirección transversal (mm) y desplazamientos en dirección vertical (mm).
- Los desplazamientos se evalúan en una serie de nodos seleccionados con la finalidad de representar los incrementos, que se producen en la deformada que tiene forma cóncava. Se consideran cuatro nodos a lo largo de una de las caras paralelas a la dirección transversal. Ver *Figura 29*.
- Las tensiones se evalúan en tres nodos a lo largo de una de las caras paralelas a la dirección longitudinal. Un nodo en un extremo, otro en la zona central y un último nodo cercano a la zona de los apoyos laterales vistos en las condiciones de contorno. Ver *Figura 29*.

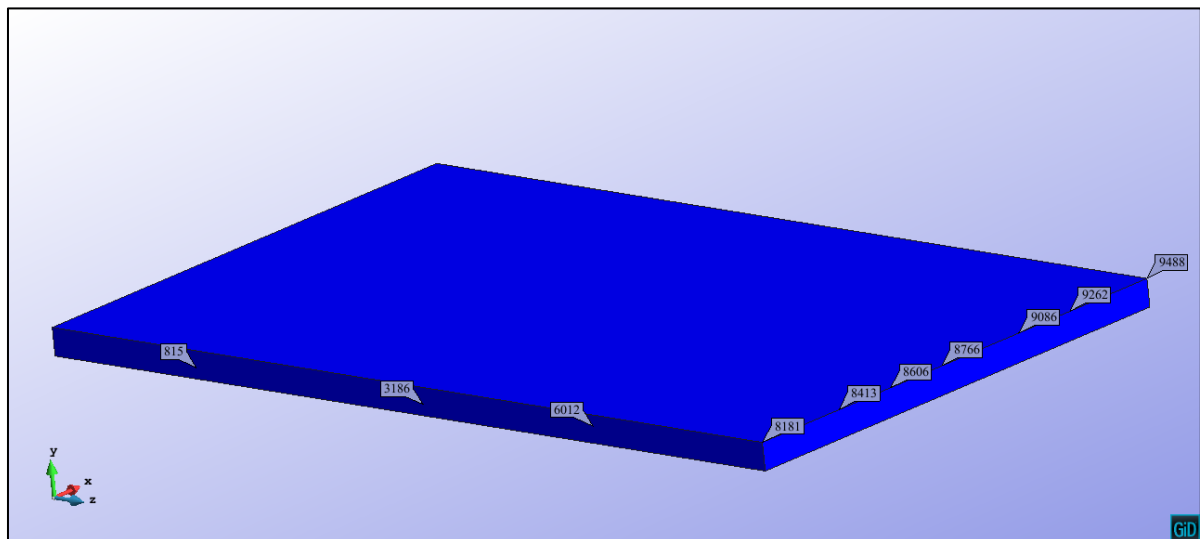


Figura 29. Posición de los nodos considerados para evaluar resultados del postproceso

- En los primeros ensayos se considera un coeficiente de Poisson de 0.3 para ambos materiales, que es el aportado por el fabricante. En los últimos ensayos el valor se variará debido a que la aleación CuCrZr cuando entra en estado de fusión (alrededor de los 600°C según el fabricante) se convierte en un material que, si bien no será líquido, se comportará como un fluido y por tanto será un material incompresible. La condición de incompresibilidad en fluidos implica que el coeficiente de Poisson debería tener un valor de 0.5, pero considerar este valor hace que la deformación volumétrica tienda a cero; lo que implica que el módulo de compresibilidad tienda a infinito y las tensiones calculadas se vuelven inestables. Para poder aplicar esto en modelo simulado se utilizarán elementos hexaédricos Q1/P0. La descripción de dichos elementos se encuentra en el *Anejo 1: Formulación de elementos Q1/P0*.

4.1.5.2. Resultados:

Se van a exponer las conclusiones obtenidas tras realizar la simulación de cada caso. En el próximo apartado se describirá con más profundidad cada uno de los casos seleccionados y los resultados obtenidos.

- Estado Elástico y Plástico: Los desplazamientos y tensiones obtenidos para el caso elástico en el enfriamiento son valores muy cercanos a los iniciales, esto nos indicia que el modelo funciona correctamente elásticamente recuperando los valores iniciales. Los obtenidos para el caso plástico tras el enfriamiento (residuales) son de similar magnitud a los del caso elástico, por lo que los desplazamientos residuales obtenidos no son relevantes. Esto indica que la plastificación de la aleación de cobre *CuCrZr* no es muy notoria.
- Temperatura/Presión: Los desplazamientos son mayores cuando actúa únicamente la función temporal de temperatura. En cambio, las tensiones son mayores en el caso de utilizar solo la función temporal de presión como condición de carga, pero este resultado es lógico debido a que la condición de carga de la presión es superior al de la temperatura. Por tanto, la condición temporal de temperatura ejerce una variación superior y más determinante.
- Coeficiente de dilatación Modificado: Para acotar el problema debido a la incertidumbre producida en los valores del coeficiente de dilatación, se modifica el coeficiente del acero inoxidable SS. Los desplazamientos y tensiones residuales obtenidas son uno y dos órdenes de magnitud superiores al caso plástico con el coeficiente de dilatación real, haciéndose necesario variar el coeficiente de dilatación para observar resultados con plastificación. Cabe destacar que en este caso las tensiones del nodo cercano a uno de los apoyos presentan valores algo inferiores al resto. Esto puede ser debido a las restricciones impuestas sobre el apoyo.
- Coeficiente de Poisson: Se utilizarán los elementos hexaédricos Q1/P0 y se introducirá un valor de coeficiente de Poisson de 0.49 (lo más próximo a 0.5) en la aleación de cobre *CuCrZr*. Se han obtenido unos resultados mayores en comparación con los obtenidos con elementos convencionales.
- Diferentes Temperaturas: Se desconoce la temperatura de fusión de la aleación de cobre, para ver cómo afecta a la plasticidad y a los resultados se varía la temperatura para la cual el *CuCrZr* empieza el proceso de fusión. Las temperaturas consideradas son 500°C, 600°C, 700°C, 800°C y 900°C. La temperatura para la cual la aleación *CuCrZr* presenta mayores resultados es la de 600°C, ya que a pesar de no ser la temperatura más extrema la plastificación dura más tiempo.

Para concluir, el caso que presenta unos mayores resultados, unos desplazamientos y tensiones mayores, es el caso con coeficiente de dilatación modificado y una temperatura de fusión de 600°C, utilizando elementos Q1/P0.

4.2. Simulación numérica del Mock-Up

En el presente apartado se va a realizar un análisis de sensibilidad sobre el modelo que se va a realizar a partir de la simplificaciones realizadas sobre la pieza mock-up ilustradas en el apartado

3.1. Geometría del Mock-up real.

El análisis de sensibilidad nos permitirá verificar lo concluido mediante el modelo simple, sobre que variables son más determinantes. Además, a través del modelo se podrá estudiar y analizar las tensiones y desplazamientos residuales que aparecen en el proceso del HIP debido a las plasticidades de los materiales.

4.2.1. Geometría del modelo

La geometría está constituida principalmente por dos paralelepípedos; uno interior a otro. El interior es un paralelepípedo rectangular compuesto por una aleación de cobre $CuCrZr$, y el exterior es un paralelepípedo rectangular de acero inoxidable SS. Se ha eliminado de la geometría el mecanismo de sujeción superior de la pieza, los bordes exteriores de la capa superior y las sujeciones laterales (aunque estas se tendrán en cuenta en las condiciones de contorno). De esta forma obtenemos una geometría uniforme en todas sus caras y más sencilla de modelar numéricamente.

La geometría presenta un desnivel en una de sus caras lo que hace que el espesor no sea constante a lo largo de la geometría. Además, presenta cinco orificios que atraviesan longitudinalmente la carcasa o paralelepípedo exterior, sin atravesar el paralelepípedo interior.

El modelo para poder realizar posteriormente diferentes operaciones se ha dividido en trece diferentes áreas como la capa superior, las capas laterales o los orificios; y así facilitar la posterior discretización de la geometría para escoger un mallado idóneo.

Las dimensiones del modelo son $718mm \times 435,2mm \times 77mm$ ($61mm$ en el otro extremo), aunque debido a que se considerará solo la mitad del modelo debido a su simetría para así facilitar más su diseño la anchura será de $217.6mm$. En las siguientes figuras se puede apreciar la geometría del modelo.

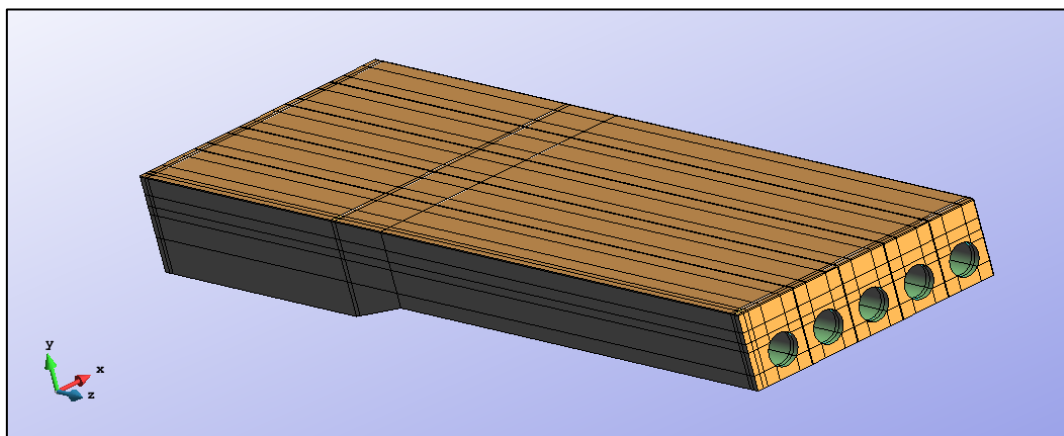


Figura 30. Modelo geométrico del mock-up

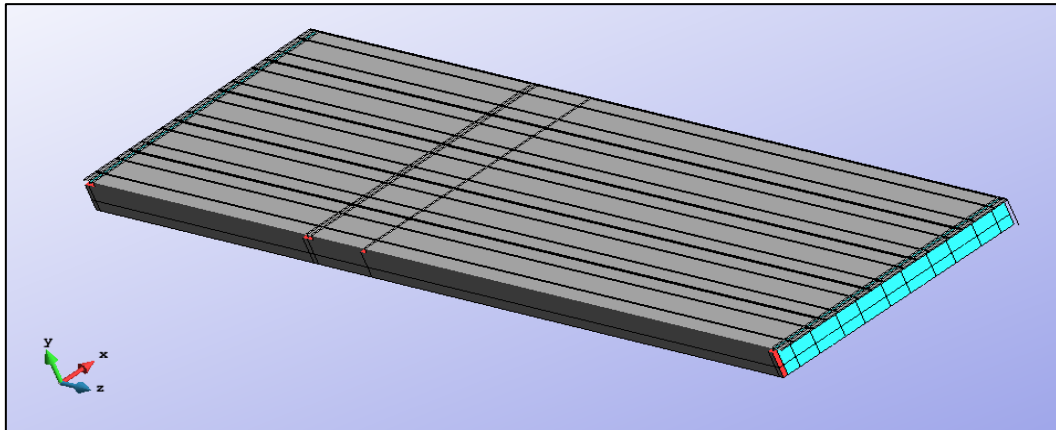


Figura 31. Modelo geométrico de la aleación de CuCrZr

4.2.2. Propiedades de los materiales

Las propiedades de los materiales que conforman el mock-up son las descritas en el apartado 3.3 *Propiedades de los materiales* con las mismas propiedades descritas y manteniendo el comportamiento descrito. El paralelepípedo interior está compuesto por una aleación de cobre, cromo y zirconio *CuCrZr*, y el paralelepípedo exterior está compuesto de acero inoxidable SS.

En las siguientes figuras se muestra la zona de actuación de cada material. La parte exterior y los orificios están compuestos por acero inoxidable SS (Figura 32), y el paralelepípedo interior compuesto de aleación de cobre *CuCrZr* (Figura 33).

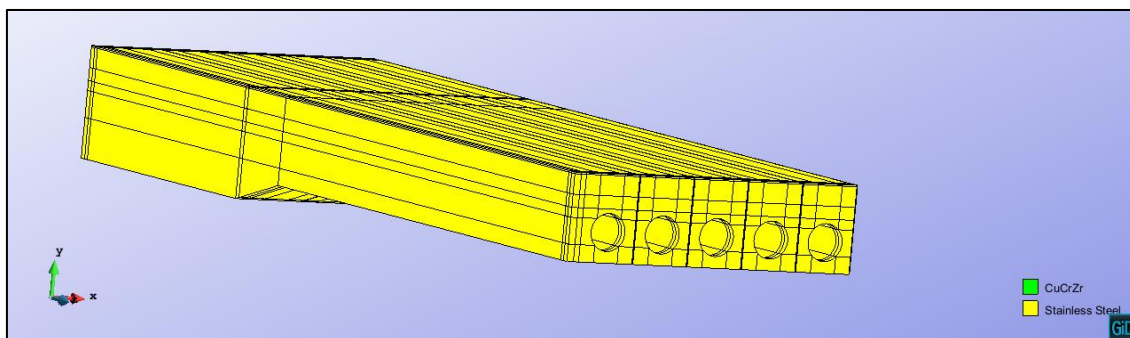


Figura 32. Acero inoxidable SS en el mock-up

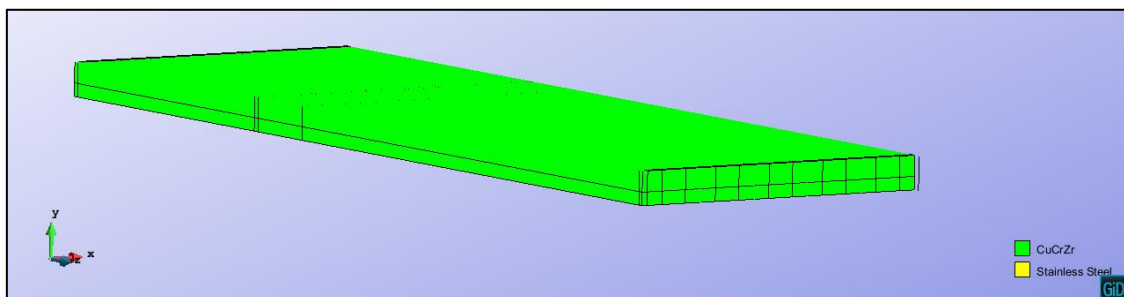


Figura 33. Aleación de cobre CuCrZr en el mock-up

4.2.3. Condiciones de contorno y de carga

El modelo presenta los dos tipos de condiciones de contorno y de carga descritos en el apartado 3.4. *Condiciones de carga y de contorno*.

Se restringe el movimiento en dirección longitudinal (dimensión mayor) y en dirección vertical (espesor) en el punto amarillo de la *Figura 34*. En el punto verde en la *Figura 34* se restringe únicamente el movimiento en la dirección vertical.

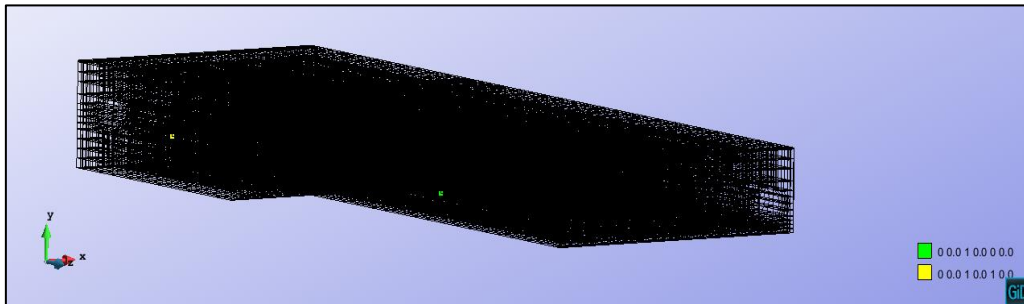


Figura 34. Condiciones de contorno equivalentes a los apoyos.

La segunda condición sobre los desplazamientos corresponde al plano de simetría sobre el cual se restringe el movimiento en dirección transversal. Esto se puede apreciar en la *Figura 35*.

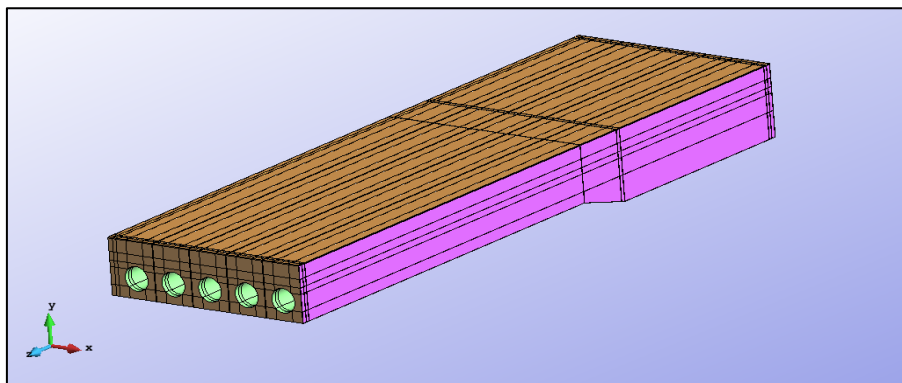


Figura 35. Condición de simetría (violeta)

En cuanto a las condiciones de carga, se tienen las funciones temporales de presión y temperatura que actúan en toda la superficie exterior, excepto en el plano de simetría, y sobre los orificios presentes en el paralelepípedo exterior, ver *Figura 36*.

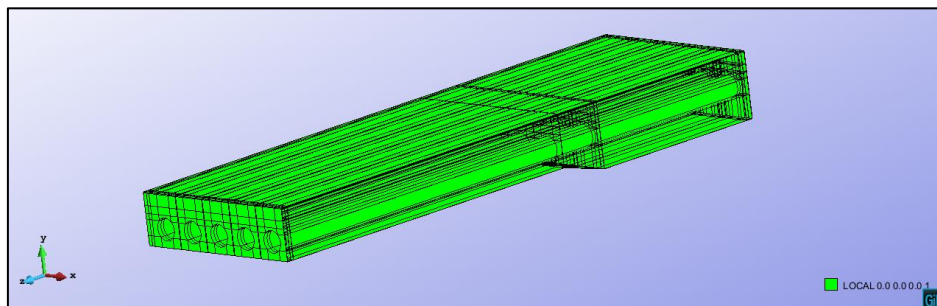


Figura 36. Área de actuación de las funciones temporales de presión y temperatura.

En cuanto a los valores, la presión presenta un incremento de **140 MPa**, mientras que la temperatura presenta un incremento de **1020°C** presentando los materiales una temperatura inicial de **20°C**. La máxima temperatura y presión se obtiene a los 10800 segundos, momento a partir del cual la pieza se empieza a enfriar disminuyendo paulatinamente la presión y la temperatura hasta volver a los valores iniciales.

4.2.4. Discretización en elementos finitos

Para el mallado del modelo se ha escogido elementos hexaédricos no cuadráticos (geometría 3D). Se ha escogido esta clase de elementos por razones similares a las vistas para el modelo simple.

- En comparación con los elementos tetraédricos, presenta mayor precisión y mejores resultados en cuanto a tensiones. Los elementos tetraédricos son más versátiles en la discretización de geometrías complejas. Esto no supone un problema ya que la geometría no es muy complicada a pesar de presentar los orificios y el desnivel.
- No se utilizarán elementos cuadráticos ya que, a pesar de obtener resultados más precisos, el incremento que se tiene en tiempo computacional, debido principalmente a que se tienen 3 nodos por arista con el consiguiente aumento en el número de grados de libertad, no justifica el incremento de tiempo computacional.
- Los elementos hexaédricos se adaptan y trabajan muy eficientemente en elementos con deformaciones y tensiones a flexión, que como se verá en los resultados son las presentes en el modelo.

Debido a que la geometría del modelo no es extremadamente complicada se ha optado por utilizar un mallado estructural. Esta malla estructural está realizada de tal manera que existe una continuidad entre los elementos de la parte exterior (área del acero) y de la parte interior (área de la aleación de cobre) y de esta forma garantizar que los materiales se comportan conjuntamente.

4.2.4.1. Estudio convergencia

El método de los elementos finitos se basa en la convergencia matemática de la solución discreta hacia la solución en el dominio continuo cuando el tamaño del elemento tiende a cero. Para verificar la idoneidad de la malla escogida se han realizado simulaciones con diferentes tamaños de malla, valorando el grado de convergencia obtenido. Para ello se ha tomado como referencia el desplazamiento máximo en la dirección transversal de la geometría tras el enfriamiento. Los resultados obtenidos se muestran en la *Tabla 3*.

Tabla 3. Resultados del análisis de convergencia de la malla

Número Nodos	Número Elementos	Desplaz transversal (m)	Error relativo (%)
11832	9499	2,8423E-06	7%
15283	12390	2,8129E-06	6%
21522	17919	2,664E-06	1%
26978	22520	2,6492E-06	0%
28003	23320	2,6492E-06	0%

A diferencia del modelo simple donde se buscaban unos resultados más cualitativos en el modelo del *mock-up* se ha buscado la máxima precisión. Como se puede observar en los resultados, en los últimos casos se obtiene el mismo resultado lo que es indicativo de que la geometría ha convergido. Por tanto finalmente se trabajará con una malla que consta de 28003 nodos y 23320 elementos, la cual nos proporcionará unos resultados precisos. En la *Figura 37* se muestra la malla con la que se trabajará.

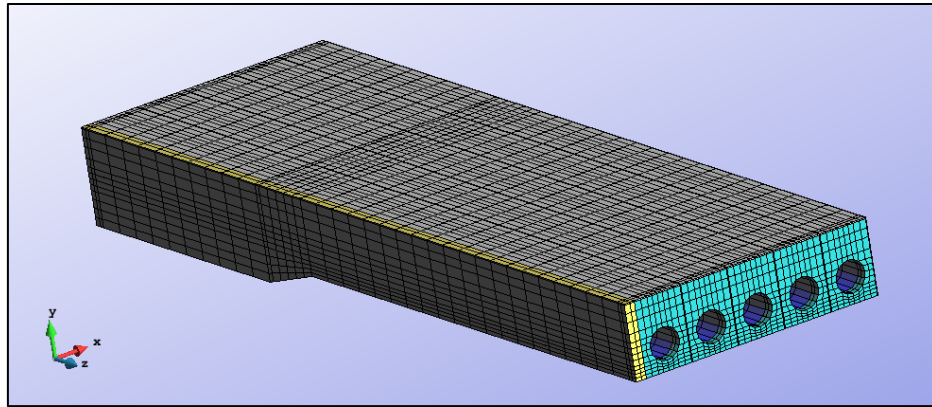


Figura 37. Malla estructural de elementos finitos del modelo numérico del mock-up de la pieza Mock-Up

4.2.5. Análisis de Sensibilidad

Se va a realizar un análisis de sensibilidad sobre la pieza mock-up para verificar y comprobar las conclusiones obtenidas tras el análisis de sensibilidad sobre el modelo de ensayo. De esta forma se conocerán las diferentes variables que son determinantes sobre los resultados de la pieza.

Los principales resultados que se van a utilizar para realizar el análisis de sensibilidad son las tensiones σ_{xx} (MPa), tensiones σ_{zz} (MPa), desplazamientos en x (mm) y desplazamientos en y (mm). Se considera que la zona interesante a estudiar es la interfase entre los materiales, ya que es más interesante de cara a evaluar el comportamiento entre los mismos. Para ello se han seleccionado una serie de nodos en la interfase presente entre los dos materiales.

4.2.5.1. Consideraciones previas

Antes de mostrar los resultados es apropiado realizar una serie de consideraciones previas similares a las realizadas en el apartado *Consideraciones previas* para el modelo de ensayo.

- Las condiciones de contorno, tanto mecánicas como de carga, se mantienen las comentadas en el apartado 4.2.3. *Condiciones* de contorno y de carga, salvo cuando se especifique lo contrario.
- Se han utilizado en todas las simulaciones 20 pasos de 1080 segundos.

Los resultados hacen referencia a los nodos considerados en la interfase entre los materiales, se muestran en la *Figura 38*. Para los desplazamientos se consideran cuatro nodos a lo largo de una de las caras en la dirección transversal (dimensión menor); para las tensiones se consideran tres nodos a lo largo de una de las caras en la dirección longitudinal (dimensión mayor).

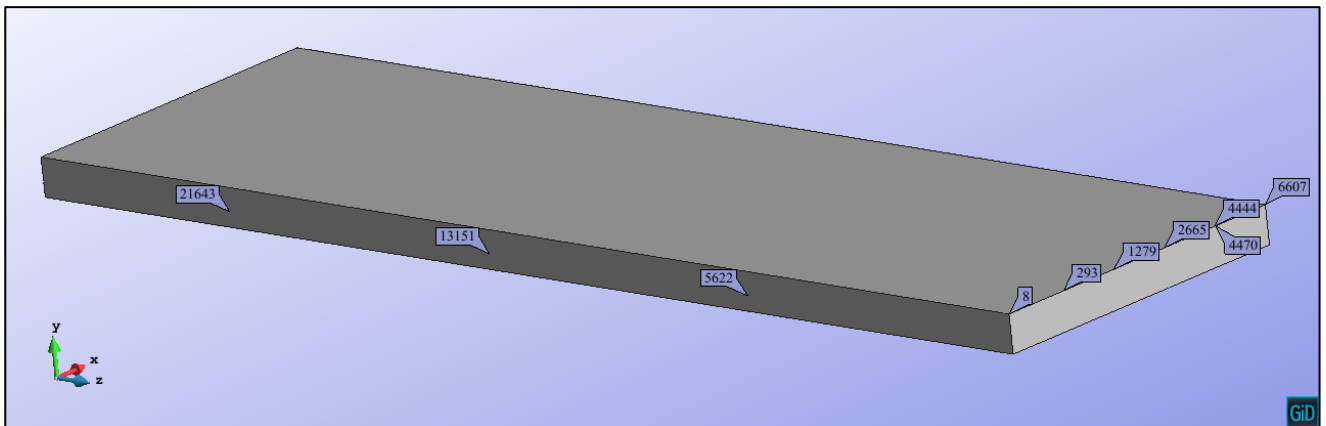


Figura 38. Localización de los nodos seleccionados para el postproceso de los resultados

La elección de los nodos de los desplazamientos, en ambas direcciones, radica en que se quiere representar los incrementos que se producen en la deformada, en la Figura 39 se muestra un ejemplo de las deformadas obtenidas, de tal forma que las gráficas de los resultados obtenidos en los diferentes casos estudiados representan la deformada del lateral y muestran los incrementos en desplazamientos (sobretudo verticales) que se tienen.

En cuanto a las tensiones se ha escogido un nodo en un extremo, otro en la zona central y un último nodo cercano a la zona de los apoyos laterales vistos en las condiciones mecánicas, ver Figura 39. De esta forma se pretende comprobar como varían los desplazamientos y las tensiones según su posición.

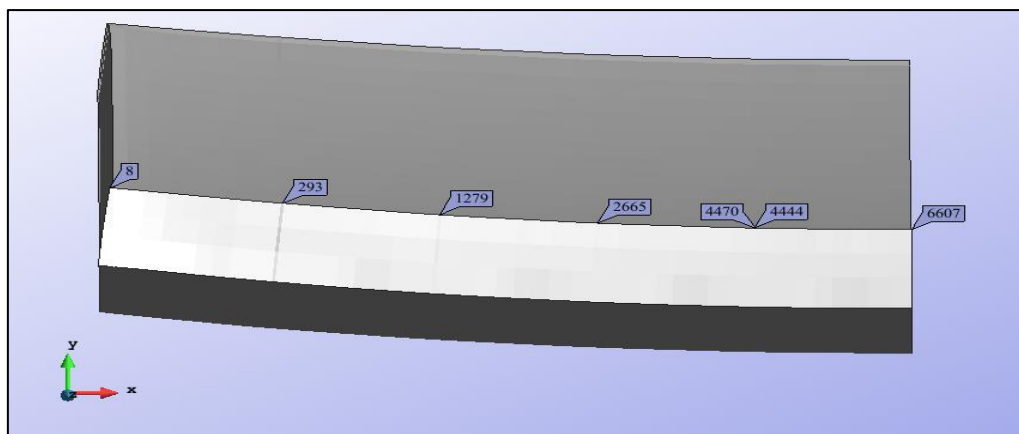


Figura 39. Ejemplo de las deformadas obtenidas con los nodos escogidos para los desplazamientos

En los primeros ensayos se considera un coeficiente de Poisson de **0.3** para ambos materiales, que es el aportado por el fabricante. En el último ensayo el valor se variará debido a que la aleación CuCrZr cuando entra en estado de fusión (alrededor de los 600°C según el fabricante) se convierte en un material que si bien no será líquido se comportará como un fluido y como tal se debe comportar como un material incompresible. Esto nos implica que el coeficiente de Poisson debería tener un valor de 0.5 o cercano, pero considerar este valor hace que la deformación volumétrica tienda a cero; lo que implica que el módulo de compresibilidad tienda a infinito y las tensiones calculadas se vuelven inestables. Para solucionar este problema debido

a la incompresibilidad de la aleación se utilizará un método mixto donde las variables independientes son los desplazamientos y las presiones. Para poder aplicar esto en modelo simulado se utilizarán elementos hexaédricos **Q1/P0** que hace uso de dicha formulación y soluciona los problemas y restricciones producidas por la incompresibilidad. La descripción de dichos elementos se encuentra en el *Anejo 1: Formulación de elementos Q1/P0* y en el artículo de Valverde, Agelet de Saracibar, Cervera, y Chiumenti en (2002).

4.2.5.2. Estado elástico y plástico

En este apartado se evaluarán los resultados obtenidos realizando un análisis sobre la pieza considerando los materiales en estado elástico y estado plástico.

La principal función del caso elástico es poder comprobar que el modelo funciona correctamente, ya que al final de todo el proceso (parte final del enfriamiento) se deben obtener unos valores cercanos a cero o despreciables en comparación con los valores máximos.

En el caso plástico el objetivo es analizar los desplazamientos y las tensiones residuales que se obtengan, y así analizar el grado de plastificación. A su vez se determinará si es más determinante la temperatura o la presión realizando una simulación en la que solo actúe una de las condiciones sobre la geometría.

4.2.5.2.1. Resultados: Desplazamientos

En la siguiente figura se ilustra la deformada debida a los desplazamientos del caso plástico, donde se puede apreciar una deformación cóncava, tal como ocurría con el modelo de ensayo.

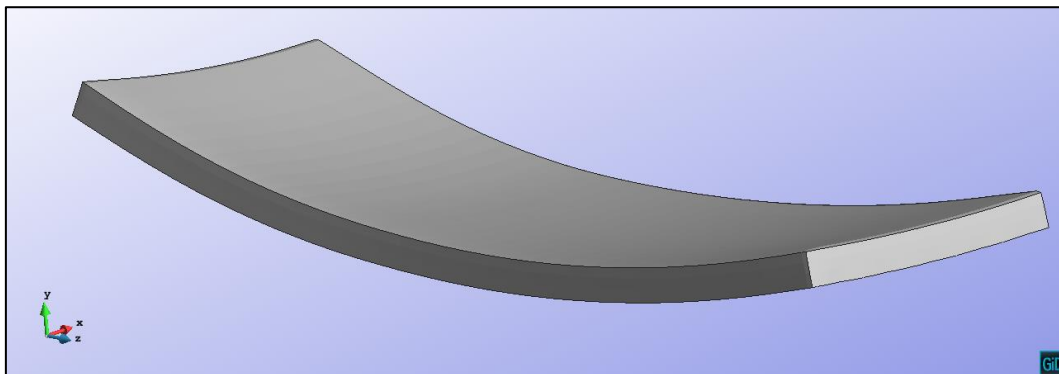


Figura 40. Deformada de los desplazamientos para el caso plástico

Como se comentó en el apartado 4.2.5.1 *Consideraciones previas*, los nodos seleccionados para los desplazamientos reflejan el lateral de la deformada. En las siguientes gráficas y tablas se expondrán los resultados obtenidos en cuanto a los desplazamientos transversales y verticales.

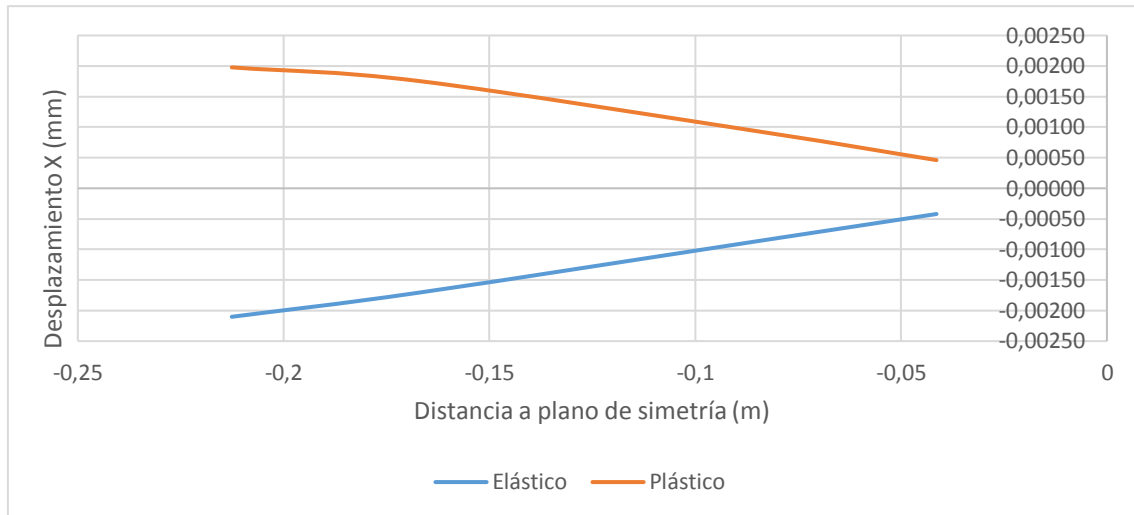


Figura 41. Desplazamientos en dirección transversal

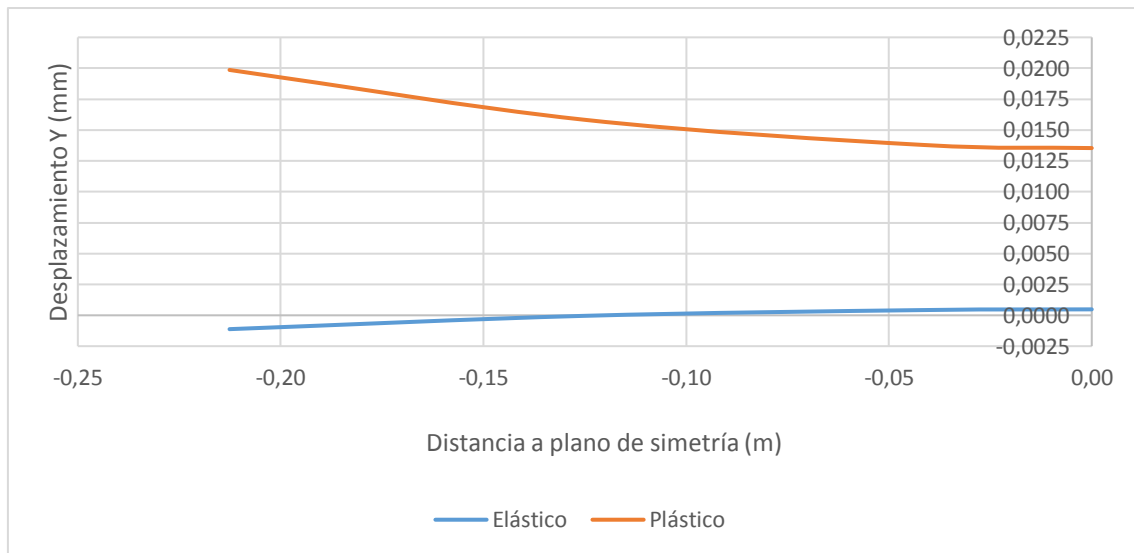


Figura 42. Desplazamientos en dirección vertical

La *Tabla 4* muestra los resultados para el nodo 8, situado en uno de los extremos y que muestra mayores incrementos. En las figuras se puede observar como los resultados obtenidos para los desplazamientos en el caso elástico tras el enfriamiento son considerablemente pequeños, por lo que se pueden considerar como cero. Esto nos indica que la simulación es correcta y el modelo funciona correctamente elásticamente.

En cuanto a los desplazamientos plásticos (residuales) obtenidos, tras el enfriamiento, son similares a los obtenidos para el caso elástico, por lo tanto, no tenemos desplazamientos residuales relevantes. Esto ya ocurría en el caso del modelo de ensayo y es debido a que la plastificación que ocurre en la aleación de cobre *CuCrZr* no es muy relevante.

Los signos de los desplazamientos nos indican que se contrae en dirección transversal y se expande en dirección vertical, lo que concuerda con la deformada.

Tabla 4. Resultados de los desplazamientos para el caso elástico y plástico en el nodo 8

Elástico	Calentamiento 10800s	Enfriamiento 21600s
Desplazamiento x (mm)	-4,001	-0,0021
Desplazamiento y (mm)	0,734	-0,0011
Plástico	Calentamiento 10800s	Enfriamiento 21600s
Desplazamiento x (mm)	-3,99	0,00197
Desplazamiento y (mm)	0,750	0,01986

4.2.5.2.2. Resultados: Tensiones

En las siguientes gráficas y tabla se exponen los resultados obtenido en cuanto a las tensiones σ_{xx} y σ_{zz} a lo largo de todo el proceso (calentamiento y enfriamiento). Para las tensiones se han escogido tres nodos, ver apartado 4.2.5.1 Consideraciones previas. Los resultados son los siguientes:

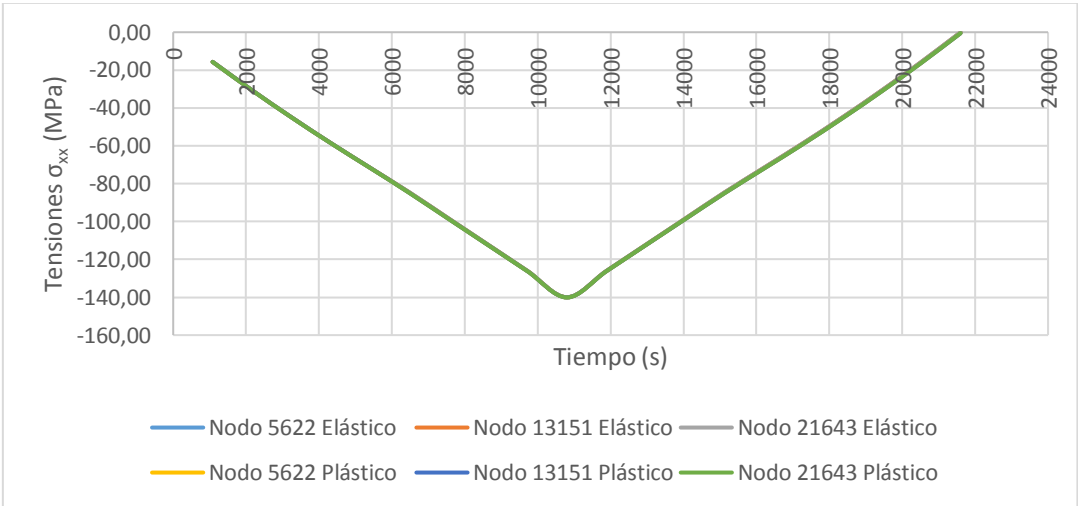


Figura 43. Evolucion de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso

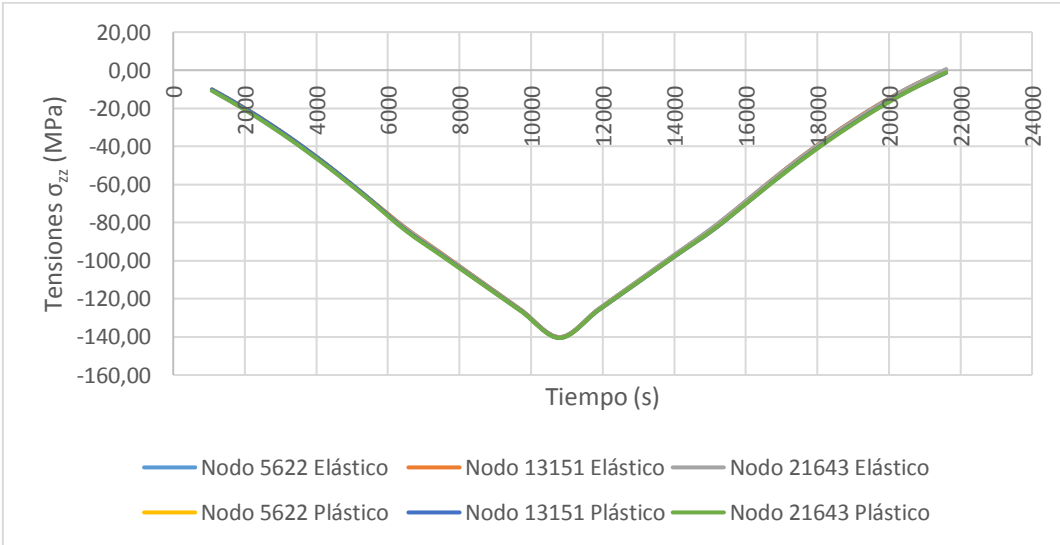


Figura 44. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso

El comportamiento obtenido es simétrico durante la fase de calentamiento y enfriamiento tanto para el caso elástico como para el plástico. Esto nos indica que las plastificaciones no son muy notorias y en ambos casos se comporta casi de forma elástica.

Tabla 5. Resultados de las tensiones σ_{xx} y σ_{zz} en el punto máximo de calentamiento

Calentamiento 10800s			
Elástico	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-140,0	-140,0	-140,0
σ_{zz} (MPa)	-140,1	-140,1	-140,2
Plástico	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-140,1	-140,1	-140,1
σ_{zz} (MPa)	-140,5	-140,5	-140,6

Tabla 6. Resultados de las tensiones σ_{xx} y σ_{zz} tras el enfriamiento

Enfriamiento 21600s			
Elástico	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-0,059	-0,06	-0,045
σ_{zz} (MPa)	0,326	0,271	0,530
Plástico	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-0,538	-0,553	-0,515
σ_{zz} (MPa)	-1,268	-1,355	-1,127

En el punto máximo de calentamiento (10800s) la aleación *CuCrZr* se encuentra comprimida, por la dilatación del acero, y se presentan unas tensiones de alrededor de **140MPa**, que es el valor de la presión prescrita de las condiciones de contorno.

En el enfriamiento final (21600s) para el caso elástico se presentan unas tensiones del orden de **0.5MPa** en σ_{xx} y **3MPa** en σ_{zz} , estas tensiones si bien no son cero se pueden despreciar en comparación con los **140MPa**.

Las tensiones residuales del caso plástico son de valor similar a las obtenidas para el enfriamiento en el caso elástico, del orden de **0.5MPa** en σ_{xx} y **1.2MPa** en σ_{zz} , y de la misma forma se podrían despreciar en comparación con los **140MPa** de las presiones prescritas. Por tanto, de igual forma que con los desplazamientos no se presentan unas diferencias significantes entre las tensiones del caso elástico y del caso plástico, igual que ocurría en el modelo simple.

4.2.5.2.3. Resultados: Temperatura/Presión

En la siguiente tabla se muestran los resultados de la simulación para el caso plástico, tras el enfriamiento (21600s), teniendo en cuenta la actuación sobre el modelo únicamente de la presión o de la temperatura.

Tabla 7. Resultados actuando únicamente la temperatura o la presión tras el enfriamiento

	Nodo	Caso Temperatura	Caso Presión	Caso Plástico
Desplz vertical (mm)	8	0,020	-1,52E-12	0,01986
	1279	0,016	-9,96E-13	0,01583
	4444	0,014	-6,06E-13	0,01379
	6607	0,0137	-6,19E-03	0,01353

Desplz transversal (mm)	8	0,0019	-5,08E-13	0,00197
	293	0,0017	-4,75E-13	0,00175
	2665	0,00092	-3,46E-13	0,00091
	4470	0,00046	-1,83E-13	0,00046
σ_{xx} (MPa)	5622	-0,517	0,300E-10	0,538
	13151	-0,555	0,369E-10	-0,553
	21643	-0,541	-0,217E-10	0,515
σ_{zz} (MPa)	5622	-0,114	-0,25E-9	1,268
	13151	-0,136	-0,97E-9	-1,355
	21643	-1,281	-0,662E-9	-1,128

Como se observa en la *Tabla 7*, los desplazamientos son mayores cuando actúa únicamente la condición de carga térmica. En cambio, las tensiones son mayores en el caso de utilizar solo la presión como condición de carga, pero este resultado es lógico debido a que la condición de carga de la presión es superior a la de la temperatura. Por tanto, la condición térmica ejerce una variación superior y más determinante. Además, se puede observar como la suma de los dos estados en el caso de los desplazamientos es equivalente al estado plástico.

4.2.5.2.4. Grado de plastificación

Los bajos resultados residuales obtenidos en el caso plástico nos indican que, tal como ocurriría con el modelo de ensayo, la plastificación presente en el modelo no tiene un grado elevado y esto produce que tanto los desplazamientos como las tensiones residuales tengan valores poco relevantes y muy parecidos a los del caso elástico. Esto se ve reflejado en el grado de plastificación que presenta la aleación de cobre *CuCrZr* que se tiene al final del proceso. En la *Figura 45* se muestran los resultados de la plastificación con un valor máximo de **0.027**.

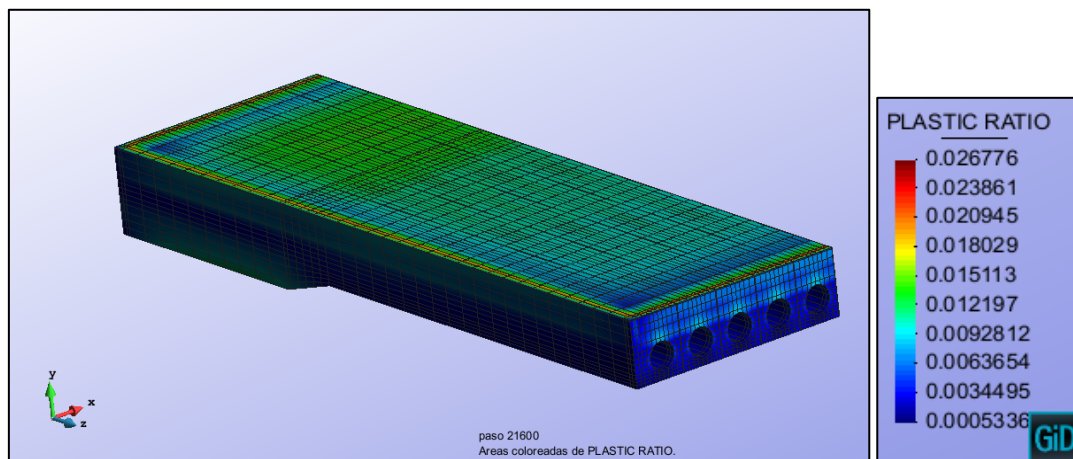


Figura 45. Grado de plastificación en el caso plástico

Esto es debido a que el valor del coeficiente de dilatación de la aleación de cobre *CuCrZr* y del acero inoxidable *SS* a partir de cierta temperatura, en concreto 600°C (temperatura a partir de la cual según el fabricante empieza la fusión de la aleación *CuCrZr*), presentan valores muy próximos lo que conlleva que los dos materiales se comportan de forma similar (especialmente en la etapa media y final del calentamiento) y la aleación de cobre *CuCrZr* prácticamente no plastifique. En la *Tabla 8* se presentan los valores del coeficiente de dilatación.

Tabla 8. Valores del coeficiente de dilatación para los diferentes materiales ($\times 10^{-5}$)

	20 °C	600 °C	1040 °C
Aleación CuCrZr	1.67	1.86	1.98
Acero SS	1.53	1.85	1.98

Por ello se propone realizar un estudio similar variando los valores del coeficiente de dilatación del acero inoxidable SS y verificar la variación observada en el modelo de ensayo.

4.2.5.3. Coeficiente de dilatación modificado

En el presente apartado se verificará lo concluido anteriormente en cuanto al valor del coeficiente de dilatación. Se realizará una simulación variando los valores del coeficiente únicamente del acero inoxidable SS en estado plástico. Esta variación consistirá en mantener en todos los valores la diferencia presente entre los coeficientes para un valor de temperatura de 20°C. Esto se muestra en la Figura 46.

Tabla 9. Nuevas coeficiente de dilatación para el acero SS ($\times 10^{-5}$)

	20 °C	600 °C	1040 °C
Coeficiente de dilatación Real	1.53	1.85	1.98
Coeficiente de dilatación Modificado	1.53	1.72	1.84

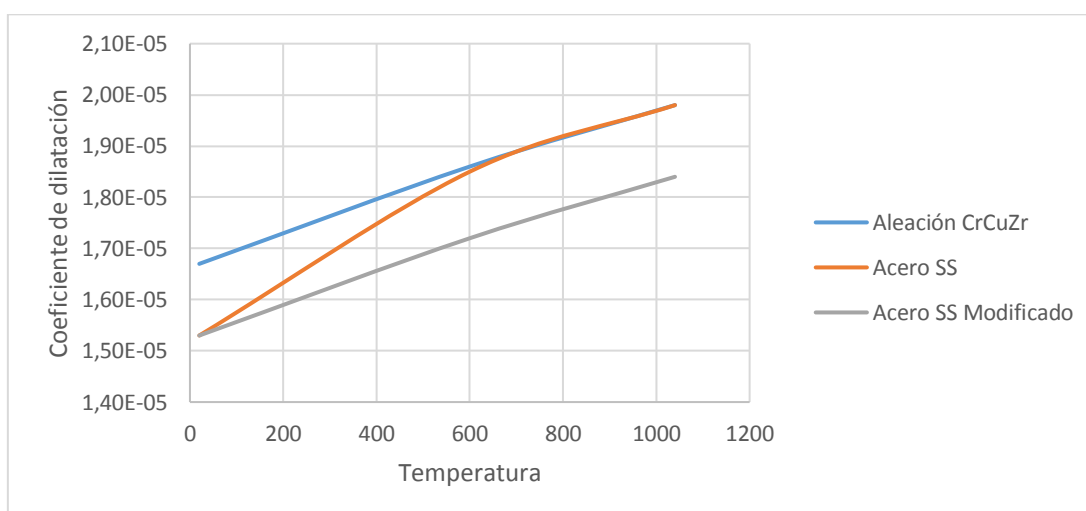


Figura 46. Evolución de las diferentes coeficientes de dilatación a lo largo del proceso

Trabajar con los nuevos valores del coeficiente de dilatación nos permite además acotar todos los resultados superiormente conociendo el valor máximo tanto en tensiones como en desplazamientos que se deberá considerar. Esto lo podemos realizar debido a la incertidumbre producida debida al proceso del HIP, ya que debido a los cambios de fase que experimentan los materiales (sólido líquido-sólido) provoca que no se sepa con exactitud las propiedades finales y permita trabajar en la presente tesina.

En la Figura 47 se puede apreciar como la plastificación de la aleación de cobre CuCrZr es considerablemente mayor que la vista anteriormente con el coeficiente de dilatación real, obteniendo un valor máximo de **0.75**.

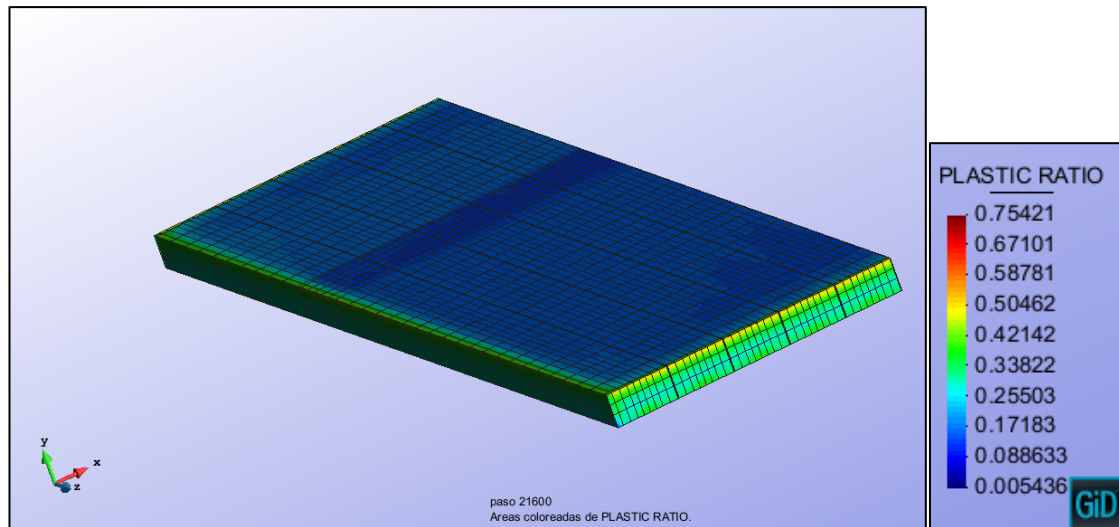


Figura 47. Grado de plastificación en el caso plástico con coeficiente de dilatación modificado

4.2.5.3.1. Resultados: Desplazamientos

En las siguientes gráficas se hará una comparativa entre el caso plástico con los coeficientes de dilatación reales y modificados. Se seguirá la misma metodología seguida en los casos visto hasta el momento de tal forma que las gráficas muestran los incrementos de la deformada, ver *Figura 48*.

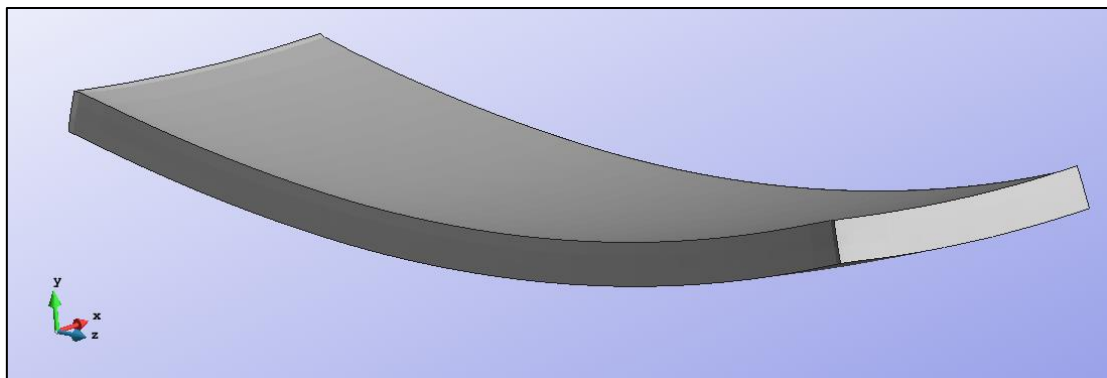


Figura 48. Deformada de los desplazamientos en el caso plástico con coeficiente de dilatación modificados

En la *Figura 48* se muestra la deformada con los coeficientes de dilatación modificados obteniendo unos resultados similares a los obtenidos para la deformada en el caso plástico, con una deformada de forma cóncava. Los desplazamientos obtenidos son los siguientes:

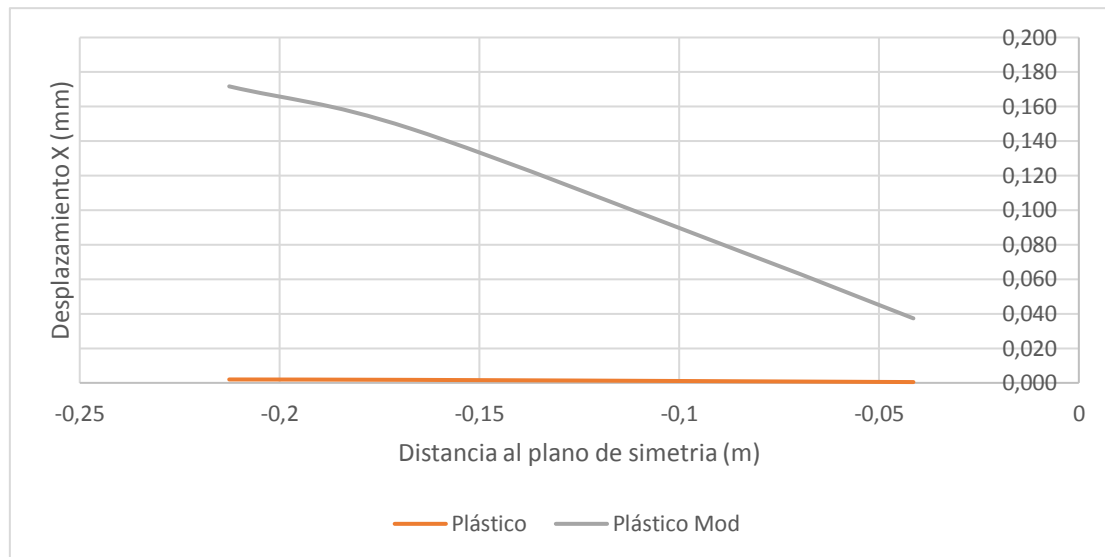


Figura 49. Desplazamientos en dirección transversal caso plástico con los coeficiente de dilatación reales y modificados

Como se puede apreciar en las Figura 49 y Figura 50, la diferencia entre los resultados del caso plástico y el caso con el coeficiente de dilatación modificado es considerable; hasta tal punto que al exponer ambos resultados en una misma gráfica la evolución de los desplazamientos en el caso plástico es poco apreciable y parece que sea cero.

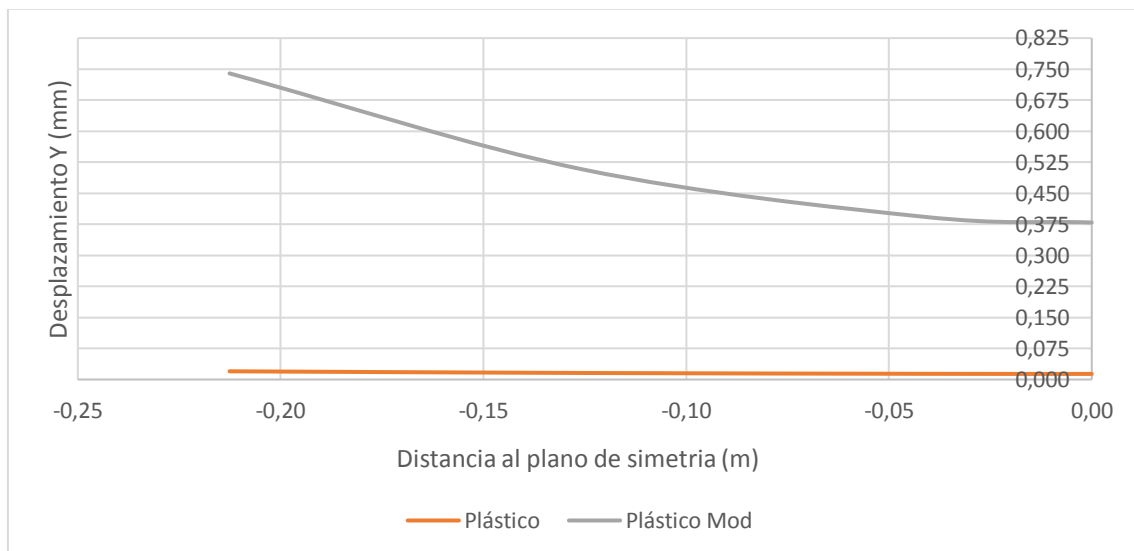


Figura 50. Desplazamientos en dirección vertical caso plástico con el coeficiente de dilatación real y modificado

La Tabla 10 muestra los resultados para el nodo 8 que está situado en el extremo y presenta los mayores incrementos. Los desplazamientos residuales, tras el enfriamiento, obtenidos son claramente superiores a los obtenidos para el caso plástico con coeficientes de dilatación reales. En el caso del desplazamiento transversal es dos órdenes de magnitud superior obteniendo un desplazamiento de **0.17mm**; en el caso del desplazamiento vertical es de un orden de magnitud superior obteniendo un desplazamiento de **0.74mm**. Estos valores ya empiezan a ser importantes, especialmente el desplazamiento vertical cercano al milímetro.

Tabla 10. Desplazamientos obtenidos para coeficientes de dilatación reales y modificados en el nodo 8

Coeficiente de dilatación real	Calentamiento 10800s	Enfriamiento 21600s
Desplazamiento x (mm)	-3,99	0,0019
Desplazamiento y (mm)	0,750	0,019
Coeficiente de dilatación modificado	Calentamiento 10800s	Enfriamiento 21600s
Desplazamiento x (mm)	-3,745	0,171
Desplazamiento y (mm)	0,598	0,739

4.2.5.3.2. Resultados: Tensiones

De la misma forma se analizarán y estudiarán las tensiones residuales obtenidas con la modificación del coeficiente de dilatación. Se sigue la metodología vista mediante los tres nodos seleccionados en el apartado 4.2.5.1. Consideraciones previas. Los resultados son los siguientes:

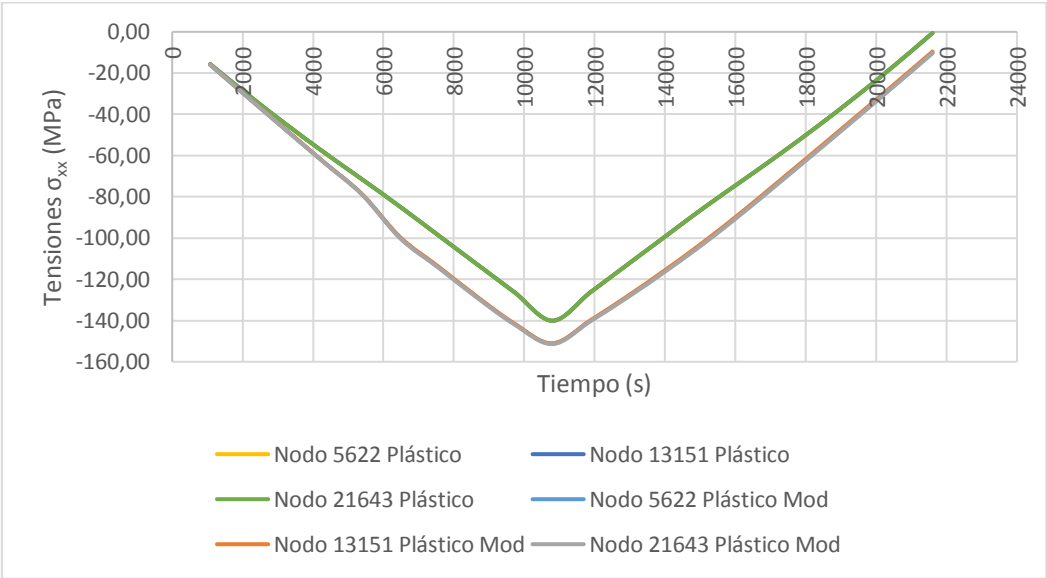


Figura 51. Evolución de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso

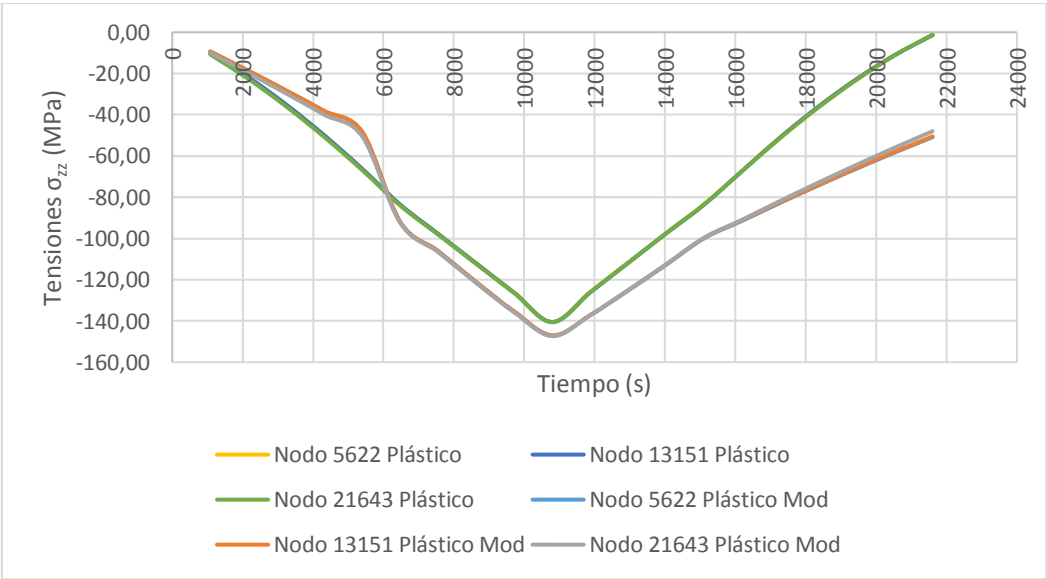


Figura 52. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso

En la siguiente tabla se mostrarán los resultados obtenidos en los diferentes nodos para los puntos máximos de la fase de calentamiento y enfriamiento, 10800s y 21600s respectivamente.

Tabla 11. Tensiones obtenidas para los diferentes nodos en punto máximo de calentamiento

10800s			
Plástico	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-140,1	-140,1	-140,1
σ_{zz} (MPa)	-140,5	-140,5	-140,6
Plástico Mod	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-151,2	-151,1	-151,4
σ_{zz} (MPa)	-151,2	-151,1	-151,4

Tabla 12. Tensiones obtenidas para los diferentes nodos tras el enfriamiento

21600s			
Plástico	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-0,537	-0,553	-0,514
σ_{zz} (MPa)	-1,267	-1,355	-1,127
Plástico Mod	Nodo 5622	Nodo 13151	Nodo 21643
σ_{xx} (MPa)	-10,170	-9,554	-10,367
σ_{zz} (MPa)	-50,865	-50,491	-47,989

Las tensiones, en ambos casos, en el punto de máximo calentamiento están alrededor de los 140MPa que es el valor de la presión prescrita. Tras el enfriamiento, como ocurre con los desplazamientos, el resultado en el caso del coeficiente de dilatación modificado es superior al caso con el coeficiente de dilatación real. Para las tensiones σ_{xx} se pasa de valores alrededor de **0.5MPa a 10MPa**; para las tensiones σ_{zz} se pasa de valores alrededor a **1MPa a 50MPa**. Con lo cual se tiene unas tensiones residuales de unos valores considerables que se deben tener en cuenta.

Como ocurría en la comparación entre el caso elástico y el caso plástico, las tensiones entre los diferentes nodos son similares en valor y orden de magnitud, esto nos indica que ni los apoyos ni los orificios crean importantes gradientes de tensiones que hagan variar notablemente los resultados.

Por tanto, si no se modifica el coeficiente de dilatación los resultados residuales que se obtienen no son relevantes.

4.2.5.4. Coeficiente de Poisson

En las siguientes simulaciones se va a variar el valor del coeficiente de Poisson para comprobar cómo afecta a los resultados. Hasta el momento se ha utilizado un valor de coeficiente de Poisson de valor 0.3 para las diferentes temperaturas de los dos materiales. Se utilizará de la misma forma los elementos hexaédricos **Q1/P0** para poder utilizar la nueva formulación y evitar problemas de debidos a la incompresibilidad, ver el Anejo 1: Formulación de elementos Q1/P0 para más detalles. Se introducirá un valor de coeficiente de Poisson de 0.49 (lo más próximo a 0.5) en la aleación **CuCrZr**.

A su vez, también se realizará un análisis de sensibilidad para diferentes temperaturas como se realizó en el modelo de ensayo variando las temperaturas para las cuales la aleación de cobre

CrCuZr empieza el proceso de fusión y de esta forma ver cómo afecta a la plastificación. Las temperaturas consideradas son **500°C**, **600°C**, **700°C**, **800°C** y **900°C**.

4.2.5.4.1. Resultados: Desplazamientos

En las siguientes figuras se exponen los desplazamientos obtenidos para las diferentes temperaturas tras el enfriamiento (21600s), considerando los coeficientes de dilatación reales en los materiales. Los resultados son mostrados como en los demás apartados reproduciendo la deformada con forma cóncava. Los desplazamientos obtenidos son:

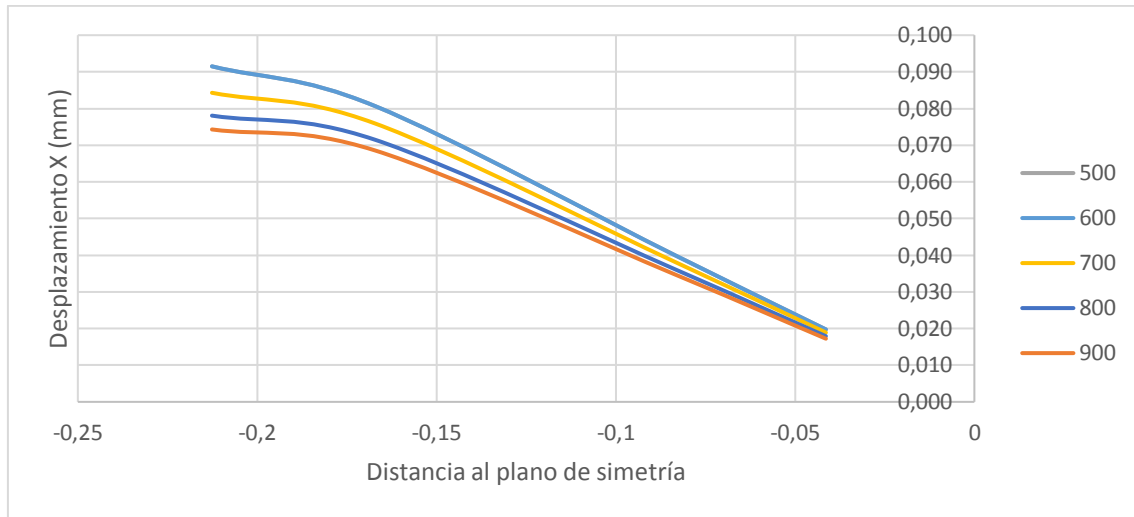


Figura 53. Desplazamientos en dirección transversal para las diferentes temperaturas

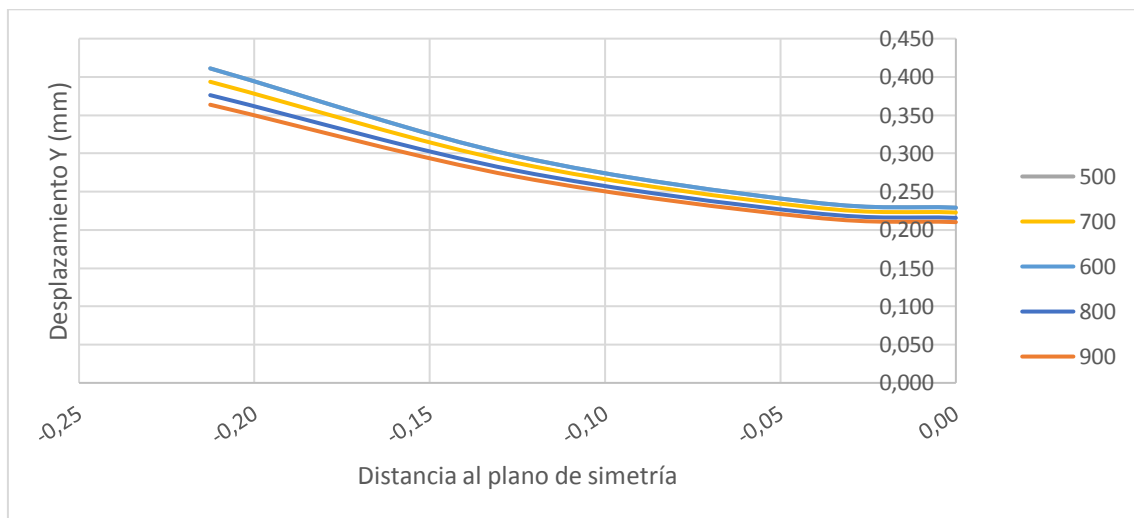


Figura 54. Desplazamientos en dirección vertical para las diferentes temperaturas

En las gráficas anteriores y en la *Tabla 13* muestran los resultados para el nodo 8 que es el nodo que presenta mayores desplazamientos. Se puede apreciar como los resultados que nos proporcionan unos desplazamientos mayores son los correspondientes a la temperatura **600°C**; con valores de **0.4mm** y **0.1mm** para los desplazamientos en dirección vertical y transversal

respectivamente. Aunque cabe señalar que la diferencia entre los diferentes casos es muy pequeña.

Tabla 13. Resultados para los desplazamientos en las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación real en el nodo 8

	500 °C	600 °C	700 °C	800 °C	900 °C
Desplazamiento x (mm)	0,0915	0,0915	0,0843	0,0781	0,0743
Desplazamiento y (mm)	0,411	0,411	0,393	0,376	0,366

En las siguientes figuras se exponen los desplazamientos obtenidos para las diferentes temperaturas, considerando el coeficiente de dilatación modificado en los materiales. Los resultados son tras el enfriamiento (21600s).

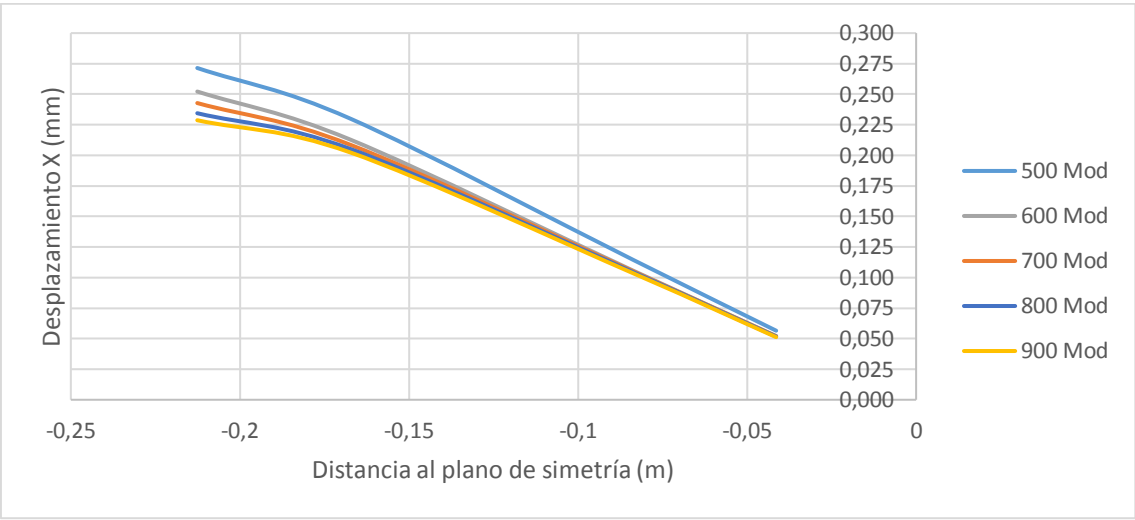


Figura 55. Desplazamientos en dirección transversal para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado

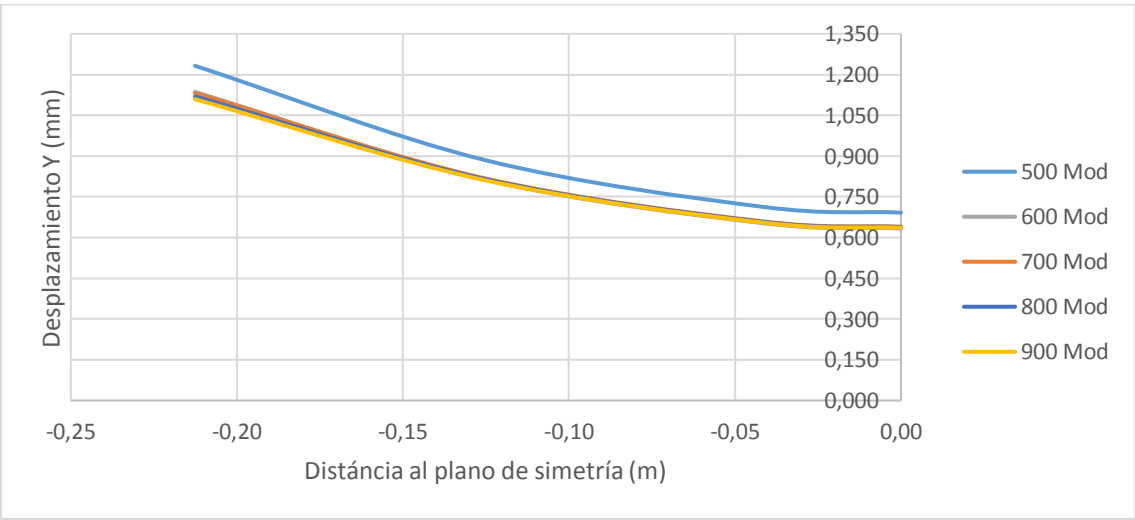


Figura 56. Desplazamientos en dirección vertical para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado

Como en el caso con el coeficiente de dilatación real tanto en la Tabla 14, que muestra los resultados obtenidos para el nodo 8, como en las gráficas anteriores se aprecia como los resultados presentan mayores desplazamientos son las temperaturas **500°C** y **600°C**, con valores de **1.1mm** y **0.2mm** para los desplazamientos en dirección vertical y transversal respectivamente. Aunque hay que destacar que las diferencias entre los valores de las diferentes temperaturas son muy pequeñas.

Tabla 14. Resultados obtenidos para los desplazamientos en las diferente temperaturas con el coeficiente de dilatación modificados en el nodo 8

	500 °C	600 °C	700 °C	800 °C	900 °C
Desplazamiento x (mm)	0,271	0,252	0,243	0,234	0,229
Desplazamiento y (mm)	1,232	1,136	1,132	1,119	1,109

4.2.5.4.2. Resultados: Tensiones

Con el objetivo de no sobrecargar la tesina con las gráficas de todas las temperaturas para analizar las tensiones σ_{xx} y σ_{zz} , se mostrarán los resultados de las temperaturas de 600°C y de 900°C. Estas han sido las más relevantes ya que la temperatura de 600°C es la que presenta mayores resultados en los desplazamientos, y la temperatura de 900°C es la que ha mostrado los resultados más bajos, además de que es la temperatura más extrema.

De la misma forma que se ha realizado en los análisis de tensiones anteriores se han escogido tres nodos; un nodo centrado, un nodo próximo al extremo y otro nodo próximo a uno de los apoyos, y de esta forma tener una idea más clara de cómo evolucionan las tensiones. Los resultados mostrados son tras el enfriamiento (21600s). En las siguientes gráficas se muestran los resultados con el coeficiente de dilatación real:

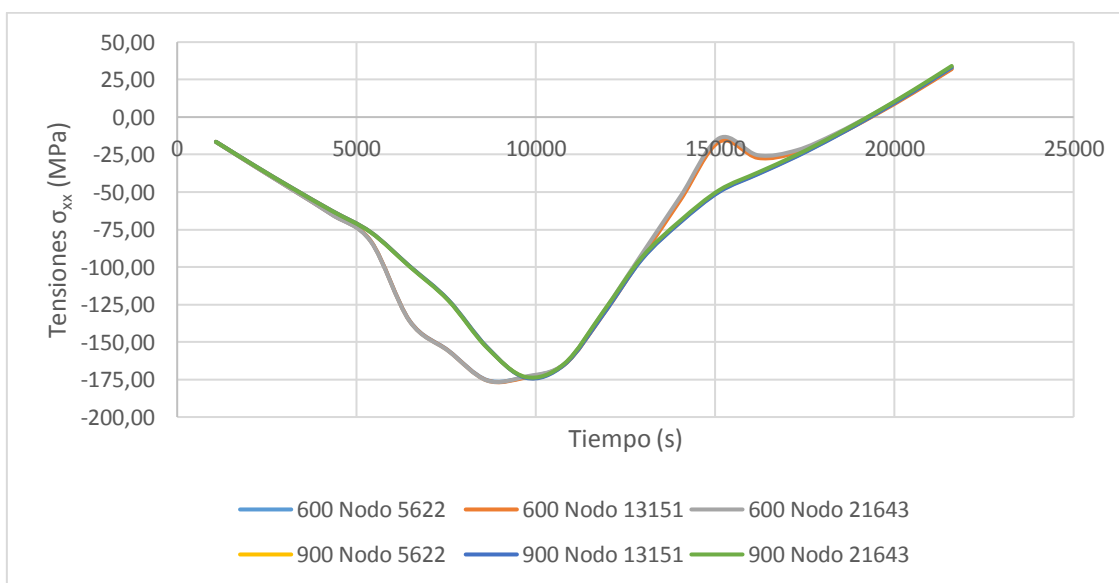


Figura 57. Evolución de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación real

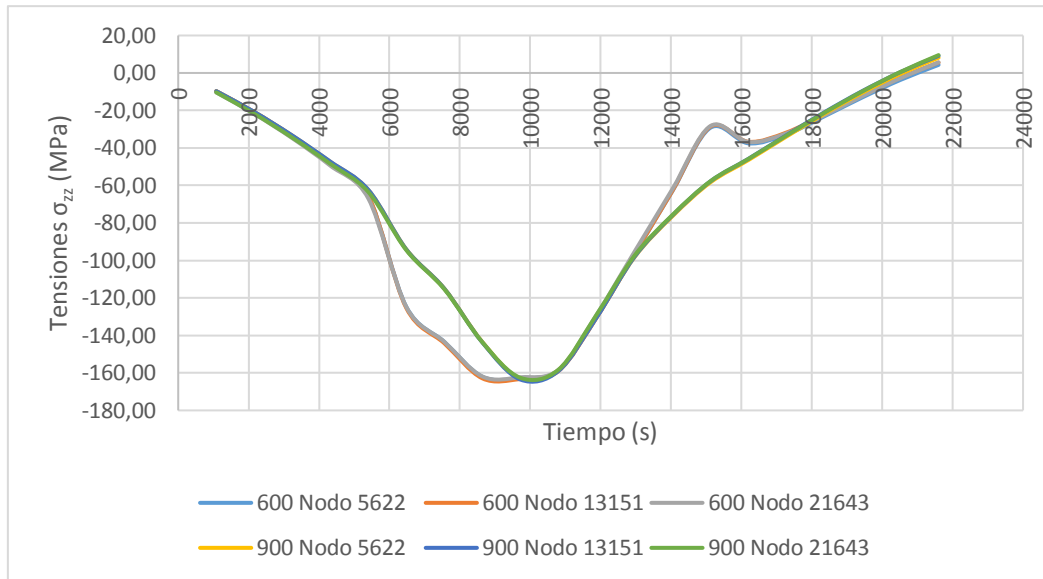


Figura 58. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación real

En la Figura 58 se puede observar que, excepto en un caso, las tensiones son similares tanto durante el proceso como en las tensiones residuales. En el caso de las tensiones σ_{xx} cada temperatura alcanza la tensión máxima de 140MPa en momentos diferentes, y tras el proceso la temperatura de 900°C presenta tensiones residuales menores. Esto se verá reflejado en la Tabla 15. A continuación, se presentan los resultados obtenidos con el coeficiente de dilatación modificado.

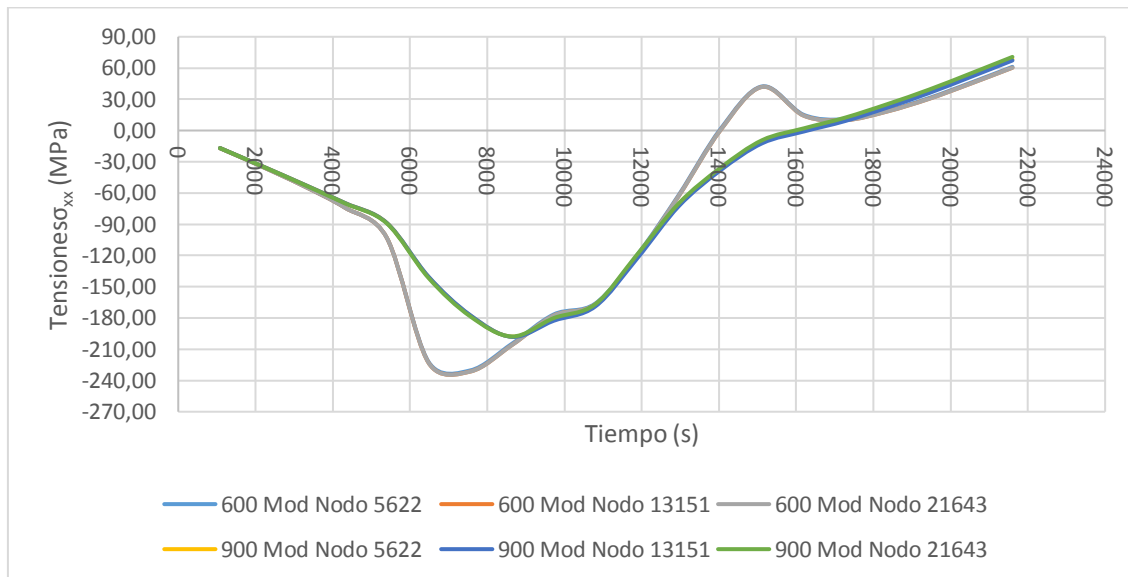


Figura 59. Evolución de las tensiones σ_{xx} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación modificado

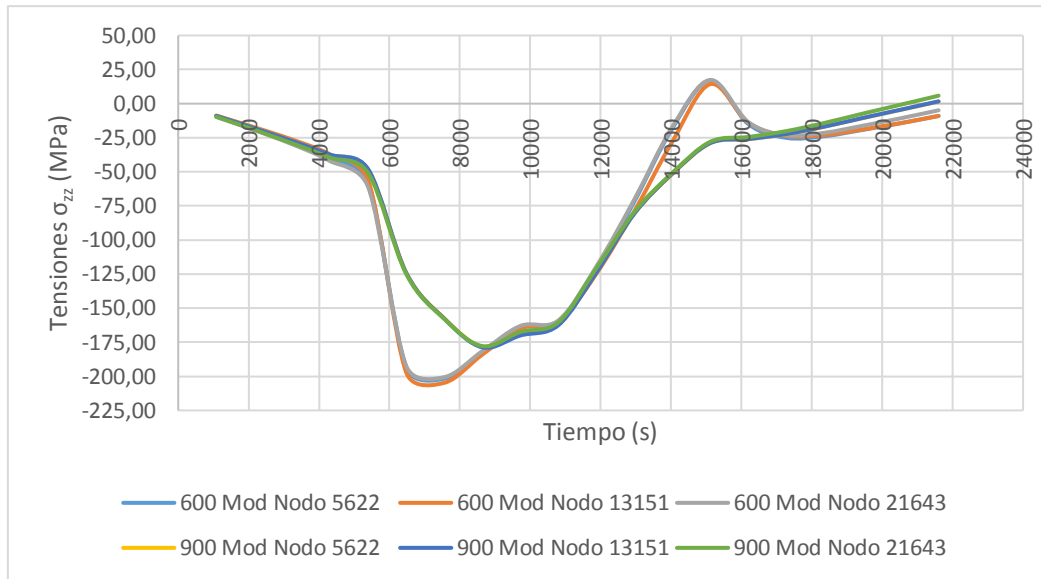


Figura 60. Evolución de las tensiones σ_{zz} a lo largo del proceso con el coeficiente de dilatación modificado

En las gráficas superiores se observa como en el caso de las tensiones σ_{xx} no hay muchas diferencias durante el proceso excepto en el caso de la temperatura 600°C en el nodo cercano al apoyo que alcanza antes la tensión máxima de 140MPa . En el caso de las tensiones σ_{zz} los casos con temperatura 600°C alcanzan antes los 140MPa .

En la *Tabla 15* se muestran los resultados de las tensiones σ_{xx} y σ_{zz} y de los desplazamientos tras el enfriamiento (21600s), tanto con el coeficiente de dilatación real y el modificado. Además, sirve como resumen de los diferentes casos estudiados hasta ahora para poder evaluar en que caso se obtienen los mayores resultados. Los ensayos con coeficiente de dilatación modificado presentan unos desplazamientos y unas tensiones σ_{xx} superiores al caso con coeficiente de dilatación real. En el caso de las tensiones σ_{xx} se pasa del orden de **30MPa** a **60MPa** , en el caso de los desplazamientos en dirección transversal de **0.1mm** a **0.2mm** y para los desplazamientos en dirección vertical de **0.4mm** a **1mm** . Los valores de las tensiones σ_{zz} son de un orden de magnitud menor que las tensiones σ_{xx} , y presenta valores similares entre los diferentes casos.

Se puede observar como el nodo 21643, que es el cercano al apoyo, presenta en general valores similares a los otros nodos a excepción de dos casos de las tensiones σ_{zz} , *600 Mod* y *900 Mod*, donde las tensiones presentan una leve diferencia.

De los diferentes casos estudiados el que presenta tensiones y desplazamientos mayores es el caso con el coeficiente de dilatación modificado y una temperatura de fusión de 600°C , como ocurría en el modelo de ensayo. Esto es producido porque si bien cuando se tiene una temperatura de 900°C la plasticidad se produce con una mayor temperatura, pero el tiempo que está plastificando es menor y por tanto el caso con temperatura 600°C acaba presentando resultados residuales mayores.

Tabla 15. Resultados de los desplazamientos para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real

	Despl x (mm)	Despl y (mm)
600	0,10	0,411
900	0,074	0,364
600 Mod	0,252	1,136
900 Mod	0,229	1,112

Tabla 16. Resultados de las tensiones para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real

	σ_{xx} 5622 (MPa)	σ_{xx} 13151 (MPa)	σ_{xx} 21643 (MPa)	σ_{zz} 5622 (MPa)	σ_{zz} 13151 (MPa)	σ_{zz} 21643 (MPa)
600	32,414	31,996	33,362	4,313	5,584	5,640
900	33,285	33,085	34,105	8,151	9,118	9,531
600 Mod	61,131	60,287	63,008	-9,011	-8,965	-4,868
900 Mod	68,297	67,261	48,153	1,481	1,678	5,836

4.2.5.4.3. Comparación con elementos hexaédricos no mixtos

En este apartado se va a realizar un análisis similar a los dos anteriores de desplazamientos y tensiones, pero utilizando elementos hexaédricos que no utilicen la formulación mixta que evita los problemas debidos a la incompresibilidad, es decir, se utilizaran elementos hexaédricos convencionales y no los elementos Q1/P0. El valor del coeficiente de Poisson se mantendrá en 0.49 (lo más cercano a 0.5).

Se mostrarán únicamente los resultados de las temperaturas 600°C y 900°C ya que estas han sido las más relevantes, tal como se expuso en el apartado 4.2.5.4.2. Resultados: Tensiones.

La Tabla 17 muestra los resultados, tras el enfriamiento (21600s), de los desplazamientos para el nodo 8 que es el que presenta mayores incrementos, y las tensiones obtenidas para los diferentes nodos.

Tabla 17. Resultados de los desplazamientos para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real

	Despl x (mm)	Despl y (mm)
600	0,084	0,387
900	0,06	0,304
600 Mod	0,239	1,096
900 Mod	0,21	1,038

Tabla 18. Resultados de las tensiones para las diferentes temperaturas con el coeficiente de dilatación modificado y real

	σ_{xx} 5622 (MPa)	σ_{xx} 13151 (MPa)	σ_{xx} 21643 (MPa)	σ_{zz} 5622 (MPa)	σ_{zz} 13151 (MPa)	σ_{zz} 21643 (MPa)
600	30,625	30,274	31,494	1,638	2,929	2,951
900	31,452	31,234	32,252	8,154	9,122	9,401
600 Mod	59,662	58,878	61,494	-15,023	-14,824	-10,746
900 Mod	66,877	65,868	69,491	-1,629	-1,251	3,034

Comparando la *Tabla 17* con la *Tabla 15* del apartado *Resultados: Tensiones* se puede observar como los desplazamientos obtenidos son muy parecidos y no presentan grandes diferencias. En cuanto a las tensiones, en el caso de las tensiones σ_{xx} los resultados son muy parecidos actuando alrededor de los *30MPa* en el caso el coeficiente de dilatación real y *60MPa* en el caso modificado. En el caso de las tensiones σ_{zz} los resultados si bien conservan el mismo orden de magnitud los resultados son más inestables en la comparación. Por tanto, se obtienen unos valores similares tanto usando elementos hexaédricos convencionales como mixtos aunque se esperaban unos resultados considerablemente más inestables debido al factor de la incompresibilidad.

4.2.6. Conclusiones

Tras realizar todos los ensayos del análisis de sensibilidad para evaluar cómo afectan a los resultados las diferentes variables, se han extraído una serie de conclusiones similares a las obtenidas para el modelo de ensayo.

- Se verifica que no hay grandes diferencias entre los resultados obtenidos para el caso elástico y para el caso plástico. Los resultados obtenidos tras el enfriamiento son muy pequeños o despreciables en comparación con los valores iniciales.
- El caso plástico presenta una plastificación tras el enfriamiento con un valor máximo de *0.027*, este valor es muy pequeño lo que implica que los resultados residuales sean irrelevantes.
- La temperatura, condición de carga térmica, ejerce una variación superior y más determinante sobre los resultados que la presión prescrita.
- Con la modificación del coeficiente de dilatación la plastificación aumenta considerablemente obteniendo un valor máximo de *0.75*. Esto se ve reflejado en los valores de los desplazamientos y tensiones que se han incrementado en uno y dos órdenes de magnitud. De esta forma se establece que se deben modificar los coeficientes de dilatación si se desea observar plastificaciones residuales notorias.
- Implementado un coeficiente de poisson de *0.49 (lo más cercano posible a 0.5)* y la utilización de los elementos Q1/P0 se han obtenido unos resultados mayores en comparación con los obtenidos con elementos convencionales.
- La temperatura para la cual la aleación *CuCrZr* que presenta mayores resultados es la de *600°C*, ya que a pesar de no ser la temperatura más extrema la plastificación dura más tiempo.
- El caso estudiado que presenta mayores desplazamientos y tensiones es el caso con una temperatura de fusión de *600°C*, el coeficiente de dilatación modificado y un coeficiente de poisson de *0.49* utilizando elementos Q1/P0.
- En el análisis de la utilización de elementos convencionales con un coeficiente de poisson de *0.49* no se han obtenido las inestabilidades esperadas debidas al factor de incompresibilidad de la aleación *CuCrZr*.
- Los orificios longitudinales no producen incrementos en las tensiones ni en el caso de las tensiones σ_{xx} ni en el caso de las tensiones σ_{zz} . Actuando los valores de forma gradual o uniforme a como actuarían si no estuviesen presentes. De la misma forma ocurre con el desnivel de la cara inferior.

4.3. Modelo con material interfase

En el presente apartado se va a estudiar un modelo alternativo que tiene como objetivo estudiar el comportamiento de la interfase entre el acero *SS* y la aleación de cobre *CuCrZr*. El principal interés se debe a que en el inicio del proceso los dos materiales se encuentran separados y se desea estudiar cómo evoluciona dicha zona y el material que se acaba formando al final de todo el proceso.

Para ello se ha construido una nueva geometría donde la parte más exterior de la aleación actúa de forma independientemente del resto. Las características y dimensiones del nuevo modelo serán definidas en los siguientes apartados.

4.3.1. Geometría del modelo

El modelo parte del utilizado en el apartado 4.2.1 *Geometría del modelo* con el matiz de que se introduce un nuevo volumen entre la interfase entre los dos materiales. Como se ha comentado, la parte más exterior del volumen de la aleación de cobre *CuCrZr* se ha considerado como otro material que actúa en la interfase entre la aleación y el acero. Se ha optado por un espesor de dos milímetros debido a que se quiere tener un espesor que permita observar de forma notoria unos resultados pero quedando dentro unos valores que se puedan considerar como reales, además un espesor mayor provocaría incrementos importantes y distorsiones en los resultados finales.

En la *Figura 61* se muestran los volúmenes correspondientes al material de la interfase (espesor de dos milímetros), el acero y la aleación de cobre *CuCrZr*.

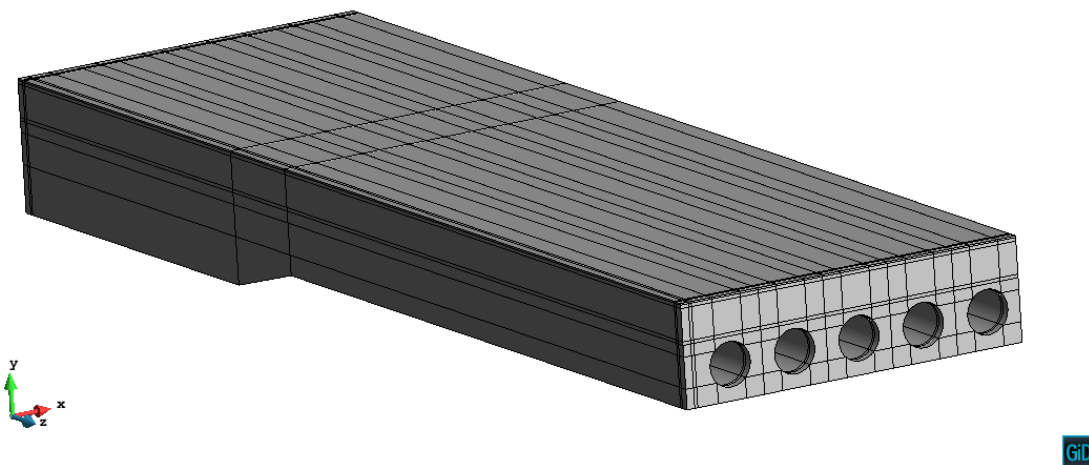


Figura 61. Geometría del nuevo modelo, presentando como principal variación el volumen en la interfase.

Esta es la principal diferencia respecto al anterior modelo, presentando las mismas dimensiones y elementos.

4.3.2. Materiales

El volumen más exterior y el volumen más interior de la nueva geometría presenta los mismos materiales que el anterior modelo, esto es, acero SS para el volumen exterior y aleación de cobre CuCrZr para el volumen interior. Las propiedades de los materiales son las mismas definidas en el apartado 3.3. Propiedades de los materiales.

Definir las propiedades del volumen que se encuentra en la interfase, como se ha mencionado, es uno de los objetivos de estudio del presente apartado. Como primera aproximación se utilizarán las propiedades de la aleación de cobre CuCrZr, descritas en el apartado 3.3. Propiedades de los materiales, y de esta forma se compararán los resultados obtenidos con la geometría del modelo utilizada en los anteriores apartados. En la *Figura 62* se muestra la distribución de materiales en el modelo.

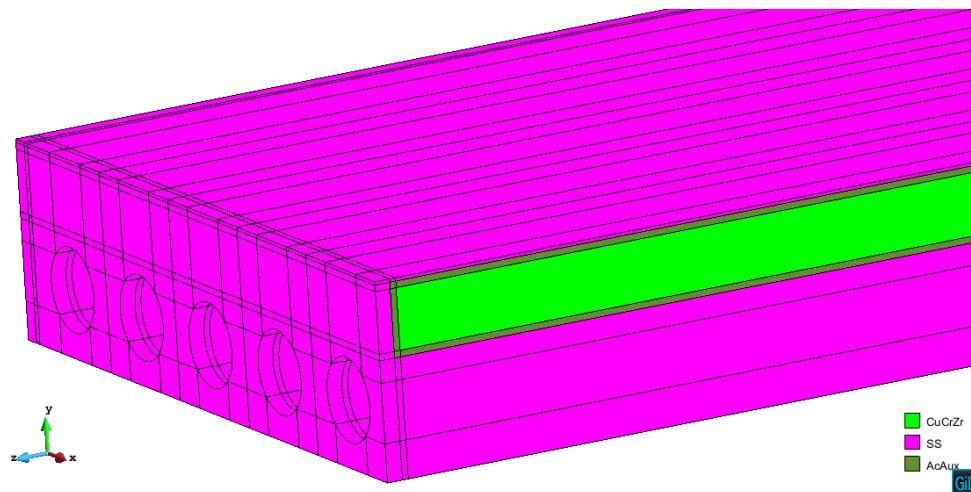


Figura 62. Distribución de los materiales y sus respectivos volúmenes. Rosa: Acero; Verde Oscuro: Material de la interfase; Verde Claro: aleación CuCrZr

4.3.3. Condiciones de contorno

El modelo presenta las mismas condiciones de contorno descritas en el apartado 3.4. *Condiciones de carga y de contorno*. Por tanto, tendremos dos tipos de condiciones de contorno:

- Condiciones sobre los desplazamientos.
- Condiciones de tipo de carga en cuanto a presiones y temperaturas.

Para las condiciones de contorno sobre los desplazamientos se tienen las mismas restricciones en los dos mismos puntos que simbolizan los apoyos de sujeción de la pieza *Mock-Up* situados en uno de los laterales del modelo.

De la misma forma, sigue presente el plano de simetría, en uno de los laterales del modelo, y restringiéndose el movimiento en dirección transversal.

En cuanto a las condiciones de carga, como se ha comentado, por un lado, se tiene la función temporal de presión prescrita de 140MPa y, por el otro, función temporal de temperatura de hasta 1040°C. Ambas condiciones actúan sobre toda la superficie exterior, exceptuando en el plano de simetría, y sobre los orificios que atraviesan longitudinalmente el modelo.

Cabe destacar, ya que es la diferencia principal en cuanto a las condiciones de contorno, que se va a utilizar los tiempos aportados por el fabricante para la duración de las fases de calentamiento y enfriamiento, es decir, la duración real del proceso.

Hasta ahora se ha utilizado una duración de 10800 segundos tanto para el calentamiento como para el enfriamiento, ver *Figura 20*. A partir de ahora se utilizará esquema mostrado en la *Figura 63*.

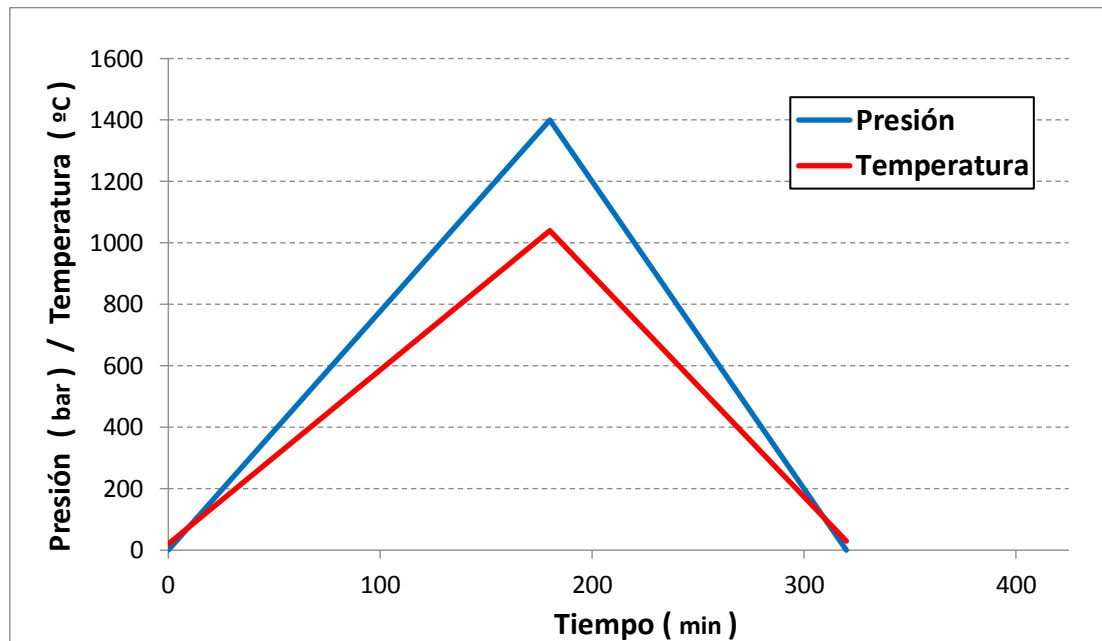


Figura 63. Evolución temperatura presión durante el proceso

Como se puede observar la fase de calentamiento no presenta ninguna diferencia respecto al esquema utilizado en el anterior modelo, no ocurre así en la fase de enfriamiento que presenta una duración más corta, por tanto, se pierde la simetría que mostraba el proceso. Esto es relevante ya que la variación de la velocidad de enfriamiento podría afectar y variar los resultados.

4.3.4. Discretización elementos finitos

Para trabajar con el presente modelo se va utilizar los elementos finitos mixtos definidos en el apartado 4.2.5.4 *Coefficiente de Poisson*. Se ha decidido utilizar estos elementos ya que se quiere realizar los ensayos con las propiedades lo más cercanas posibles a la realidad y esto implica trabajar con un coeficiente de Poisson de 0.49; por ello para evitar problemas en la formulación se utilizarán los elementos hexaédricos **Q1/P0**. Además, como se ha visto en el análisis de sensibilidad, los resultados obtenidos con dichos elementos son más estables.

La convergencia de la malla queda justificada en este caso sin realizar ningún estudio de convergencia ya que se usa una malla más fina que la obtenida en el apartado 4.2.4.1. *Estudio convergencia*, por tanto la convergencia está asegurada. De esta forma se ha obtenido un mallado estructurado de 32121 nodos y 27342 elementos.

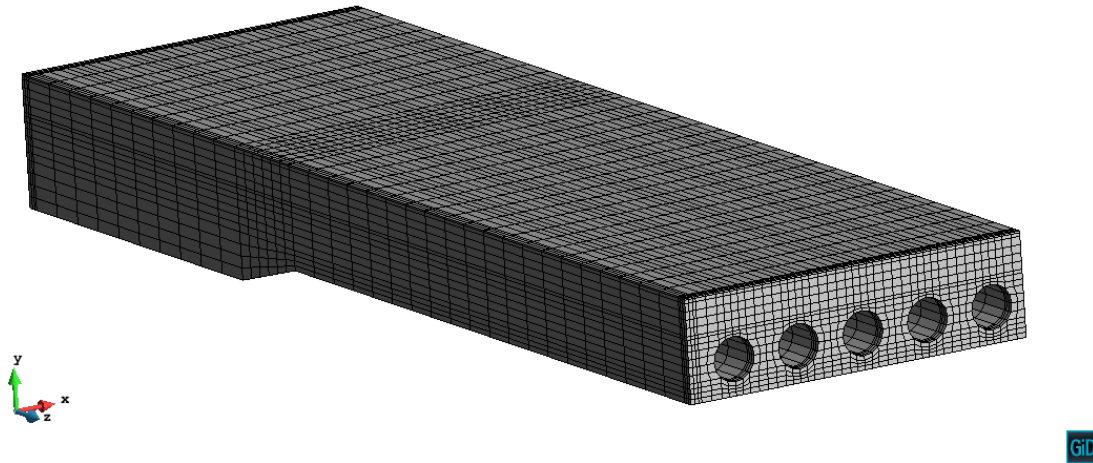


Figura 64. Mallado estructural hexaédrico del modelo con material en interfase

4.3.5. Comparativa Modelo Interfase vs Modelo Solidario

En este apartado se va a realizar una comparación entre los resultados obtenidos en el modelo solidario y el modelo interfase.

En este caso el volumen colocado en la interfase tendrá las propiedades de la aleación de cobre CuCrZr a lo largo de todo el proceso. De esta forma se podrá validar el nuevo modelo ya que los resultados si bien no darán iguales, ya que la duración de la fase de enfriamiento en el modelo interfase es más corto; y el mallado es diferente entre modelos, las diferencia no deberían ser muy grandes.

Por ello se han calculado los desplazamientos tanto en dirección transversal como en dirección vertical al final de la fase de enfriamiento. A continuación, se reflejan los resultados obtenidos para el modelo interfase y comparados con los resultados obtenidos anteriormente.

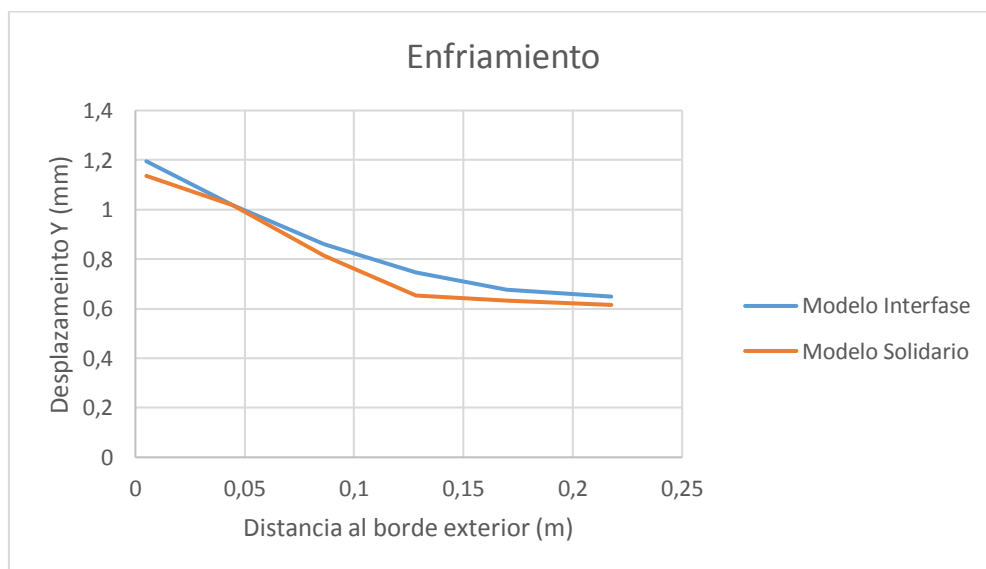


Figura 65. Desplazamientos en dirección vertical modelo interfase vs modelo solidario

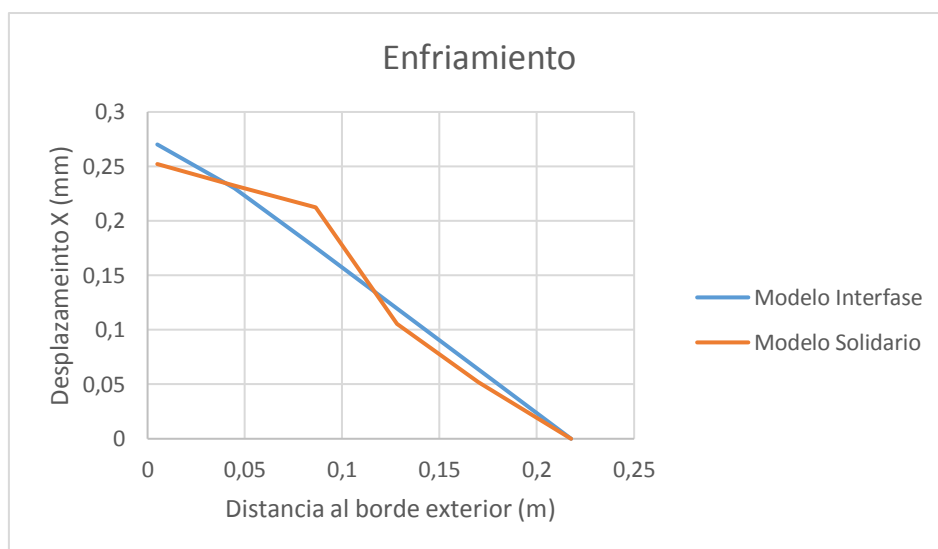


Figura 66. Desplazamientos en dirección transversal modelo interfase vs modelo solidario

Tabla 19. Comparativa de los desplazamientos máximos en las direcciones transversal y vertical entre modelo interfase vs modelo solidario

	Despl x (mm)	Despl y (mm)
Modelo Solidario	0,252	1,136
Modelo Interfase	0,270	1,195

Los dos modelos presentan una evolución similar con unos resultados que presentan una diferencia máxima del 4%. Por tanto, teniendo en cuenta las diferencias comentadas entre los modelos, queda validado el modelo construido con un elemento en la interfase.

4.3.6. Modelación numérica de la interfase

El principal objetivo de esta parte final de la presente tesina es estudiar que ocurre en la interfase entre los materiales. Por ello se diseñó una nueva geometría, que ha sido validada en el apartado previo, que permita tener un volumen en la interfase con el que experimentar.

Al inicio del proceso el acero y la aleación de cobre se encuentran separados, como si no hubiese material entre ellos. Durante el calentamiento la aleación de cobre se empieza a dilatar antes que el acero, ya que su coeficiente de dilatación es mayor, y alcanza el punto de fusión antes que el acero perdiendo su resistencia. En el punto de máximo calentamiento los dos materiales se encuentran en su punto de fusión y por tanto en la interfase se forma una especie de pasta cuyas propiedades se desconocen. Durante el enfriamiento la aleación de cobre paulatinamente va recuperando su resistencia y finalmente quedan los dos materiales soldados con un material en la interfase del cual desconocemos si es todo aleación de cobre, todo acero o un punto intermedio. Todo esto se tiene que intentar reproducir en nuestro modelo y para ello se utilizarán dos intervalos.

El primer intervalo simulará la parte del proceso en la cual no tenemos material en la interfase, que es desde el inicio hasta que los materiales alcanzan su punto de fusión, y la parte donde

tenemos una pasta formada por los dos materiales con una resistencia muy baja, que es desde el punto de fusión hasta que la aleación de cobre recupera su resistencia.

El segundo intervalo simulará la parte en la que ya tenemos un material solidificado en la interfase hasta el final.

4.3.6.1. Limitaciones

Tras realizarse varias pruebas sobre el modelo y estudiar el comportamiento del material que se encuentra en la interfase se han encontrado una serie de limitaciones que impiden que el modelo funcione correctamente:

- El material de la interfase deberá comportarse elásticamente. Esto es debido a que si dicho material plastifica hace que se produzcan unas tensiones y unas deformaciones residuales que hacen que el comportamiento de la pieza no sea el correcto. Por ejemplo, unas deformaciones y tensiones desproporcionadas, sobretodo en la fase de calentamiento.
- El valor del coeficiente de dilatación será cero. Si el material tiene un coeficiente de dilatación, su dilatación empuja al volumen con aleación de cobre y que el volumen con acero inoxidable empiece a dilatarse antes que la aleación de cobre. Esta condición se mantendrá durante el primer intervalo del proceso.
- Para simular el vacío inicial entre los volúmenes de acero y la aleación de cobre se disminuirá la rigidez del material de la interfase durante el primer intervalo del proceso. Aun así, solo se ha podido dividir la rigidez, de la aleación de cobre que es la que presenta el material de la interfase en el primer intervalo, entre 10 ya que el programa (*GiD*) no puede calcular con rigideces inferiores.

Uno de los errores que más recurrente era que al reducir la rigidez del material de la interfase la deformación del volumen con aleación de cobre CuCrZr son menores y la tensiones en la interfase son mayores, lo que no tiene sentido porque el material de la interfase opone menor resistencia.

4.3.6.2. Consideraciones previas

Teniendo en cuenta todo lo comentado se procederá a explicar los tres casos estudiados. Previamente se definirán las condiciones de los intervalos utilizados.

- Intervalo 1: 14 pasos de 1080 segundos.
- Intervalo 2: 6 pasos de 680 segundos.

Como ya se ha comentado el primer intervalo simulará la parte del proceso en la cual no tenemos material en la interfase, que es desde el inicio hasta que los materiales alcanzan su punto de fusión, y la parte donde tenemos una pasta formada por los dos materiales con una resistencia muy baja, que es desde el punto de fusión hasta que la aleación de cobre recupera su resistencia. El segundo intervalo simulará la parte en la que ya tenemos un material solidificado en la interfase hasta el final.

Los resultados que se mostrarán serán similares a los vistos hasta el momento. Por un lado se estudiarán los desplazamientos tanto en dirección transversal como en dirección vertical a lo

largo de la cara longitudinal de la pieza. Además, se estudiarán las tensiones a partir dos perfiles de tensiones. Los nodos utilizados se describirán en sus respectivos apartados.

4.3.6.3. Casos de estudio

Se han estudiado tres casos diferenciados con la idea de compararlos y observar su comportamiento.

En el primer caso el material de la interfase presenta las siguientes condiciones:

- Intervalo 1: El material en la interfase presenta las mismas propiedades de la aleación de cobre. Teniendo en cuenta las limitaciones definidas en el apartado 4.3.6.1 Limitaciones, esto es, comportamiento elástico, valor del coeficiente de dilatación igual a cero y módulo de Young diez veces menor que el de la aleación de cobre (para simular el vacío).
- Intervalo 2: El material de la interfase presenta las mismas propiedades que la aleación de cobre $CuCrZr$, con su mismo coeficiente de dilatación y dejándolo plastificar.

En el segundo caso el material de la interfase presenta las siguientes condiciones:

- Intervalo 1: El material en la interfase presenta las mismas propiedades de la aleación de cobre. Teniendo en cuenta las limitaciones definidas en el apartado 4.3.6.1 Limitaciones, esto es, comportamiento elástico, valor del coeficiente de dilatación igual a cero y módulo de Young diez veces menor que el de la aleación de cobre (para simular el vacío).
- Intervalo 2: El material de la interfase presenta un módulo de Young intermedio entre el de la aleación de cobre y el del acero. De la misma forma ocurre con el valor del coeficiente de dilatación, utilizando un valor intermedio entre el de la aleación de cobre y el del acero. Esto es:

$$\frac{E_{CuCrZr} + E_{SS}}{2} \quad \frac{\alpha_{CuCrZr} + \alpha_{SS}}{2}$$

En cuanto al límite de plasticidad se utiliza el de la aleación de cobre. Este caso es el que más se acercará a la realidad del proceso.

En el tercer caso el material de la interfase presenta las siguientes condiciones:

- Intervalo 1: El material en la interfase presenta las mismas propiedades de la aleación de cobre. Teniendo en cuenta las limitaciones definidas en el apartado 4.3.6.1 Limitaciones, esto es, comportamiento elástico, coeficiente de dilatación igual a cero y módulo de Young diez veces menor que el de la aleación de cobre (para simular el vacío).
- Intervalo 2: El material de la interfase presenta las mismas propiedades que el acero SS, con su mismo coeficiente de dilatación y dejándolo plastificar.

4.3.6.4. Comparativa entre los casos: Desplazamientos

En el presente apartado se van a mostrar los resultados obtenidos para los diferentes casos. Por un lado, se evaluarán los desplazamientos obtenidos y por otro los perfiles de tensiones.

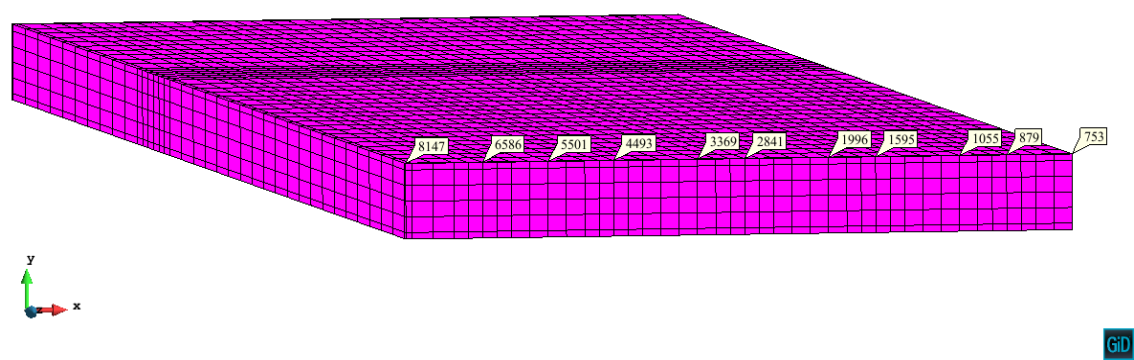


Figura 67. Nodos utilizados para postprocesar los desplazamientos

4.3.6.4.1. Resultados: Calentamiento

Primero se mostrarán los resultados obtenidos para el punto máximo de calentamiento. Como el primer intervalo, en los tres casos, se presentan las mismas características los resultados obtenidos son iguales y no hay diferencias entre casos. Se ha obtenido lo siguiente:

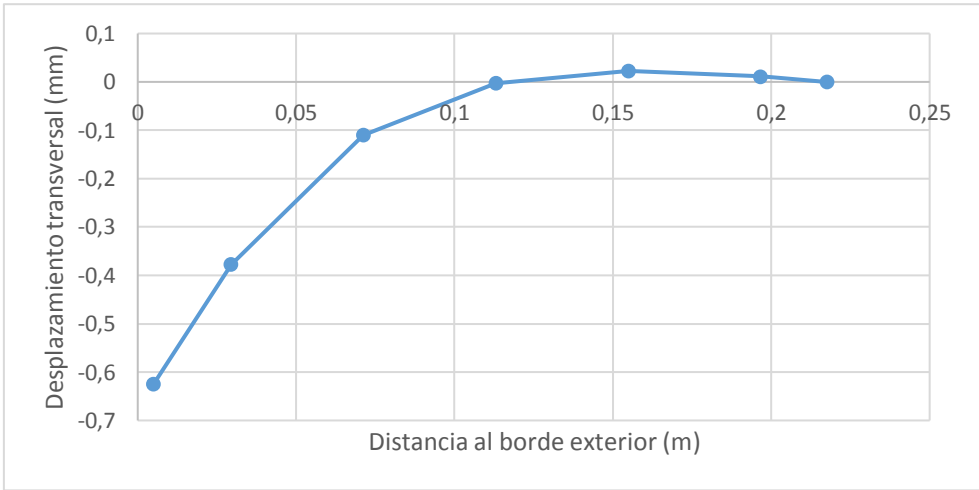


Figura 68. Desplazamiento en dirección transversal en el punto de máximo calentamiento de los tres casos

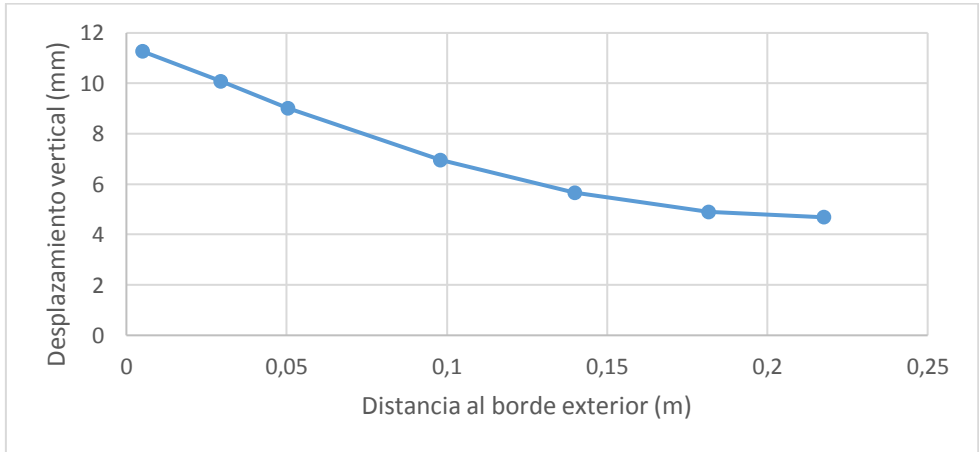


Figura 69. Desplazamiento en dirección vertical en el punto de máximo calentamiento de los tres casos

Por tanto, se ha obtenido un desplazamiento máximo en dirección transversal de 0,625mm y un desplazamiento máximo en dirección vertical de 11,27mm.

4.3.6.4.2. Resultados: Enfriamiento

A continuación, se mostrarán los desplazamientos obtenidos al final del proceso. En este caso sí que hay presente diferencias entre los tres casos y se podrá realizar una comparación entre los mismos. En cuanto a los desplazamientos se ha obtenido lo siguiente:

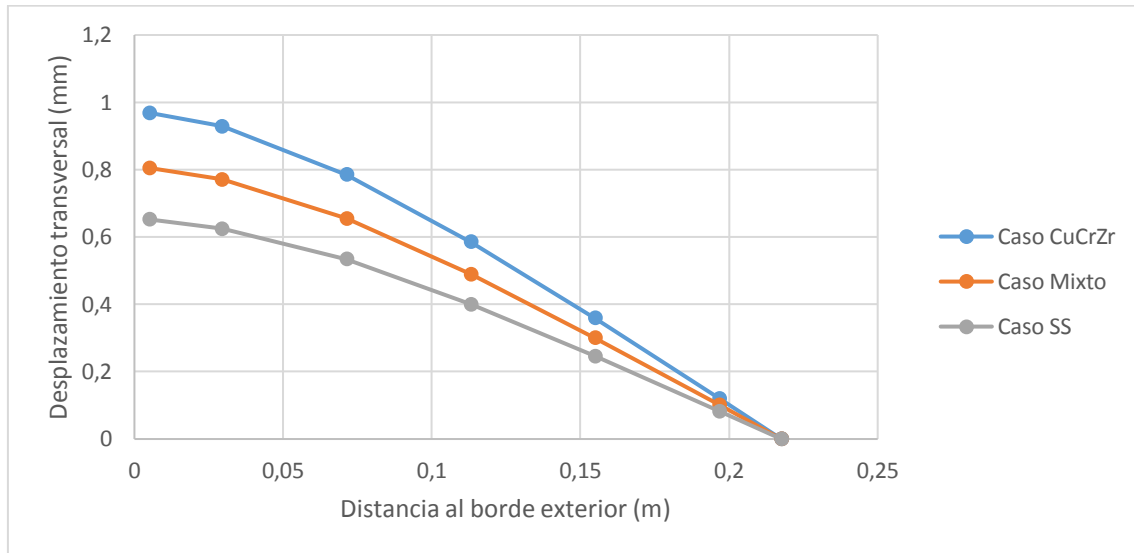


Figura 70. Desplazamientos en dirección transversal de los tres casos de estudio

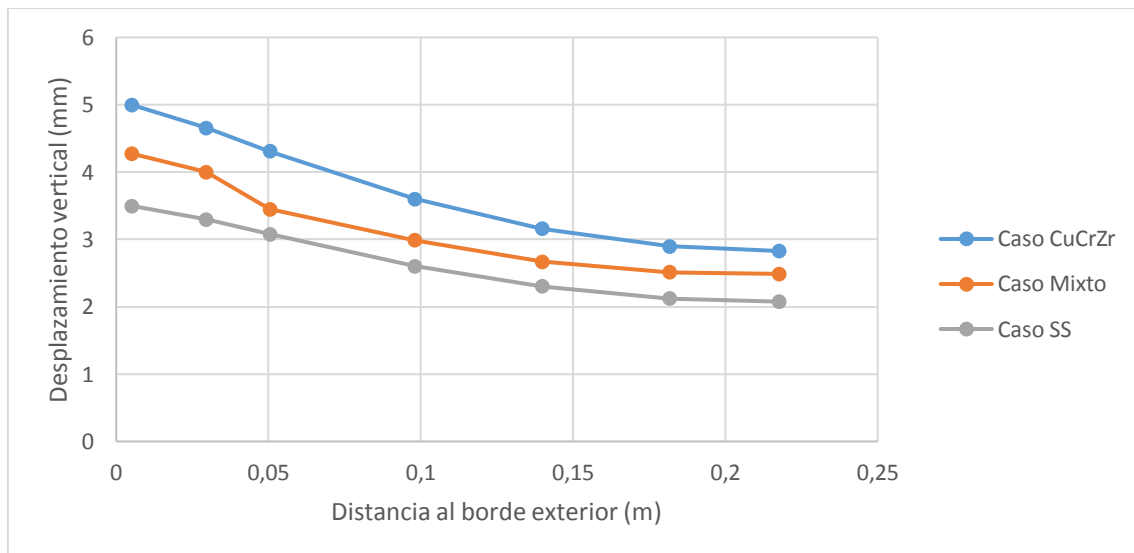


Figura 71. Desplazamientos en dirección vertical de los tres casos de estudio

A continuación, la *Tabla 20* muestra los desplazamientos máximos obtenidos para cada uno de los casos.

Tabla 20. Desplazamientos máximos en dirección transversal y vertical de los tres casos de estudio

	Despl transversal (mm)	Despl vertical (mm)
Caso 1	0,968	5,015
Caso 2	0,805	4,275
Caso 3	0,652	3,499

4.3.6.4.3. Conclusiones

Analizando las gráficas se puede observar lo siguiente:

- El caso 1 presenta unos desplazamientos y unas deformaciones mayores que el resto de casos. Este comportamiento es el esperado ya que, al tener las propiedades de la aleación de cobre, el material es menos rígido que, por ejemplo, el acero SS y por ello se puede deformar más.
- Al final del proceso los tres casos presentan una deformación cóncava, característica del proceso como se vio en el análisis de sensibilidad.
- Los desplazamientos presentan un crecimiento constante al alejarse del eje de simetría, lo que es un comportamiento esperado.
- Los desplazamientos obtenidos son considerablemente mayores que los obtenidos en los apartados del análisis de sensibilidad. Este comportamiento debería ser estudiado en futuras fases.

4.3.6.5. Comparativa entre casos: Tensiones

En cuanto a las tensiones obtenidas se compararan los resultados en los perfiles vistos en el apartado 4.3.6.2 *Consideraciones previas*. El perfil 1 corresponderá a las tensiones, tanto σ_{xx} como σ_{zz} , de una de las esquinas. El perfil 2 corresponderá a un perfil cercano a uno de los apoyos. Estos se muestran en la *Figura 72*.

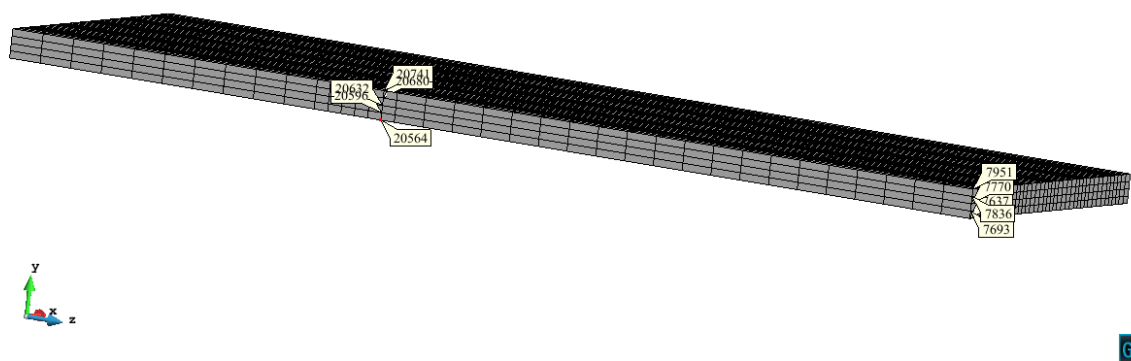


Figura 72. Perfiles escogidos para el estudio de las tensiones

4.3.6.5.1. Resultados: Enfriamiento

A continuación, se mostrarán los resultados obtenidos al final del proceso, por tanto, se mostrarán las tensiones residuales obtenidas, tanto σ_{xx} como σ_{zz} , para los dos perfiles considerados.

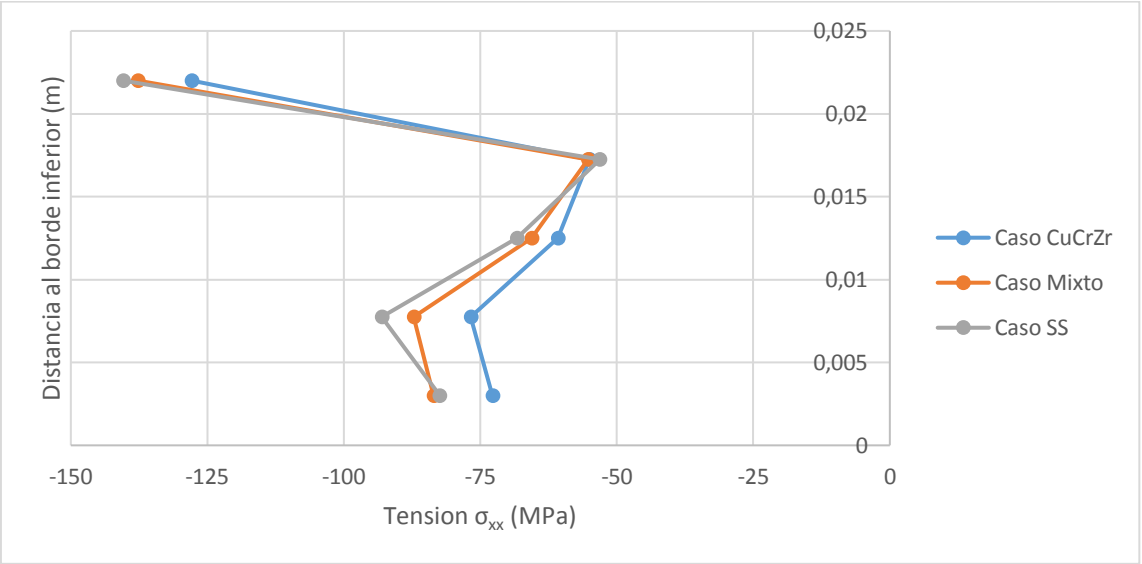


Figura 73. Tensiones σ_{xx} del perfil 1

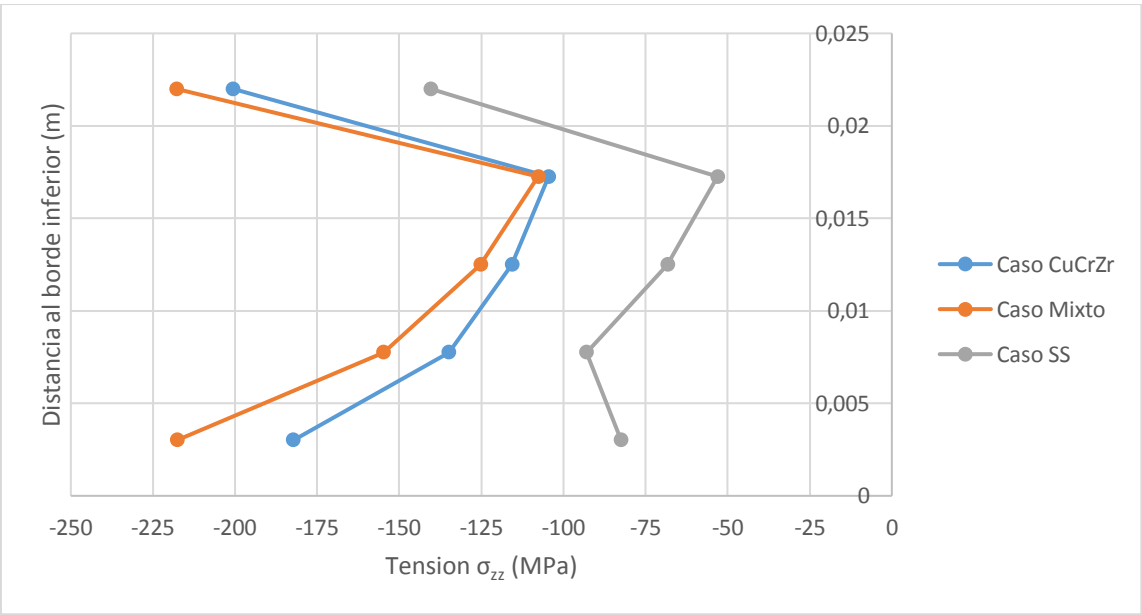


Figura 74. Tensiones σ_{zz} del perfil 1

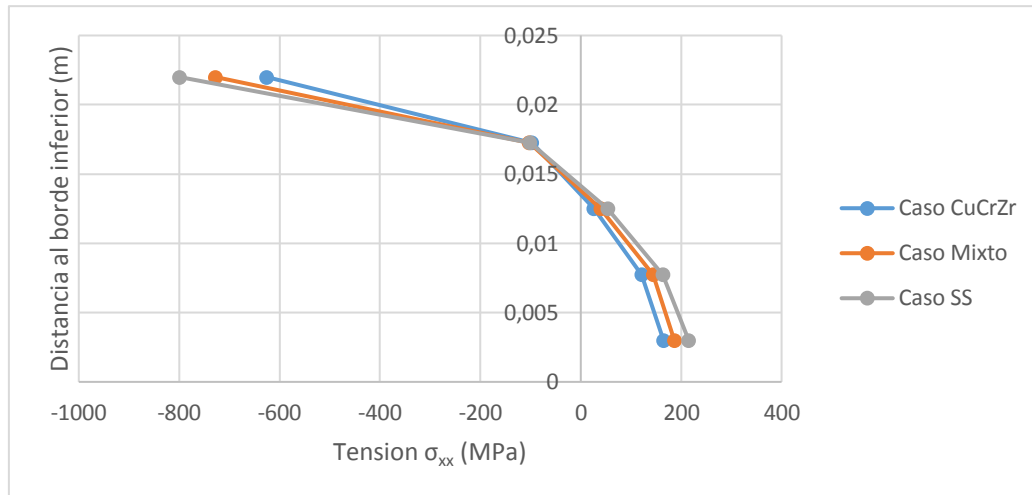


Figura 75. Tensiones σ_{xx} perfil 2

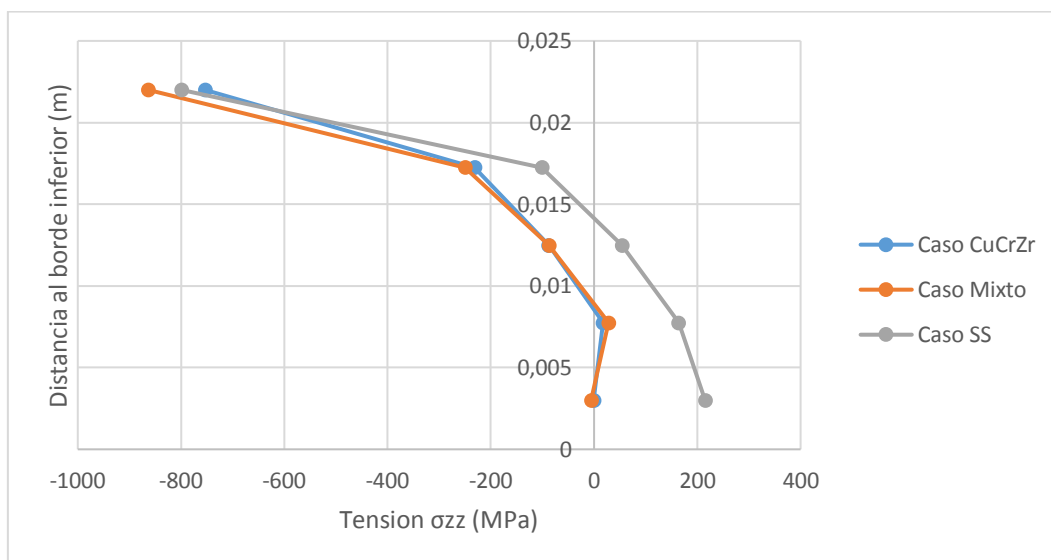


Figura 76. Tensiones σ_{zz} perfil 2

4.3.6.5.2. Conclusiones

Analizando las gráficas se puede concluir lo siguiente:

- En los tres casos el orden de magnitud de las tensiones, tanto para tensiones σ_{xx} como para tensiones σ_{zz} , es el mismo. No se presentan valores muy dispares entre casos. Generalmente entre 10 y 100 MPa.
- El caso del acero presenta, en general, unos valores algo superiores al resto, sobretodo en comparación con el caso de la aleación de cobre. Esto es esperado ya que su rigidez es superior a la de los demás casos.
- En el perfil 1 todos los puntos se encuentran comprimidos, pero en el perfil 2 tenemos que la parte superior se encuentra comprimida pero la inferior traccionada. Este comportamiento se repite para los tres casos. Estas diferencias se pueden deber a la

posición del perfil, el 1 se encuentra en un extremo, o la cercanía de uno de los apoyos al perfil 2.

4.3.6.6. Deslizamiento producido en la interfase

En este apartado se va a mostrar el deslizamiento en dirección transversal que se produce entre el acero inoxidable SS y el material de la interfase, y entre el material de la interfase y la aleación de cobre $CuCrZr$. Para ello se han escogido 4 perfiles, mostrados en la *Figura 77*, para poder evaluar los desplazamientos.

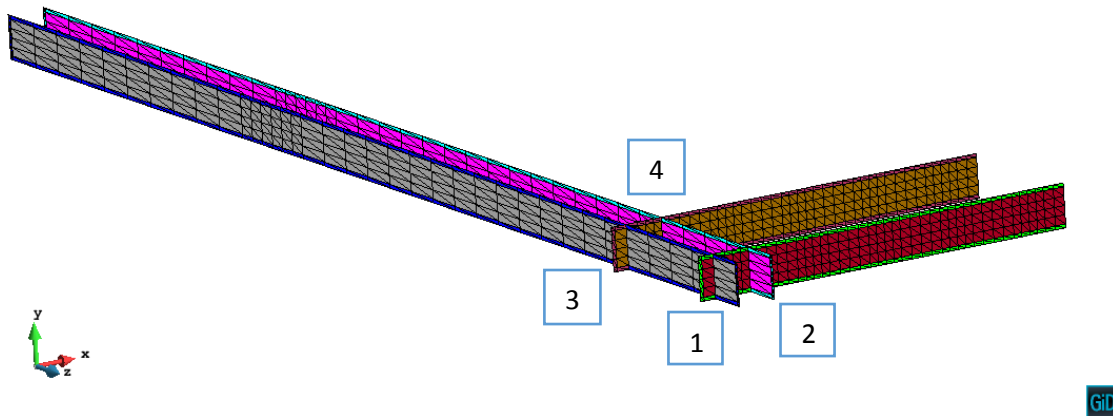


Figura 77. Perfiles seleccionados para analizar el deslizamiento

Los resultados se mostrarán en punto de máximo calentamiento del proceso, antes de empezar el enfriamiento, momento en el que ya se ha producido la fusión de los materiales y se puede observar mejor los desplazamientos entre materiales. Para las propiedades del material en la interfase se utilizarán las de la aleación de cobre $CuCrZr$, es decir, el caso 1 descrito en el apartado 4.3.6.3. Casos de estudio. Se ha escogido la aleación de cobre debido a que es la que presenta unos resultados mayores y más notorios, debido a que es el caos con menor rigidez, y así es más sencillo de evaluar.

4.3.6.6.1. Resultados

En la *Figura 78* se muestran los desplazamientos transversales que se han obtenido a lo largo de los 4 perfiles seleccionados.

El punto superior de cada una de las 4 gráficas es el que se encuentra entre el acero inoxidable y el material de la interfase. El segundo punto es el situado entre el material de la interfase y la aleación de cobre. De forma inversa ocurre por los puntos de la parte inferior de la gráfica; el último es el situado entre el material de la interfase y el acero inoxidable y el penúltimo el situado entre la aleación de cobre y el material de la interfase.

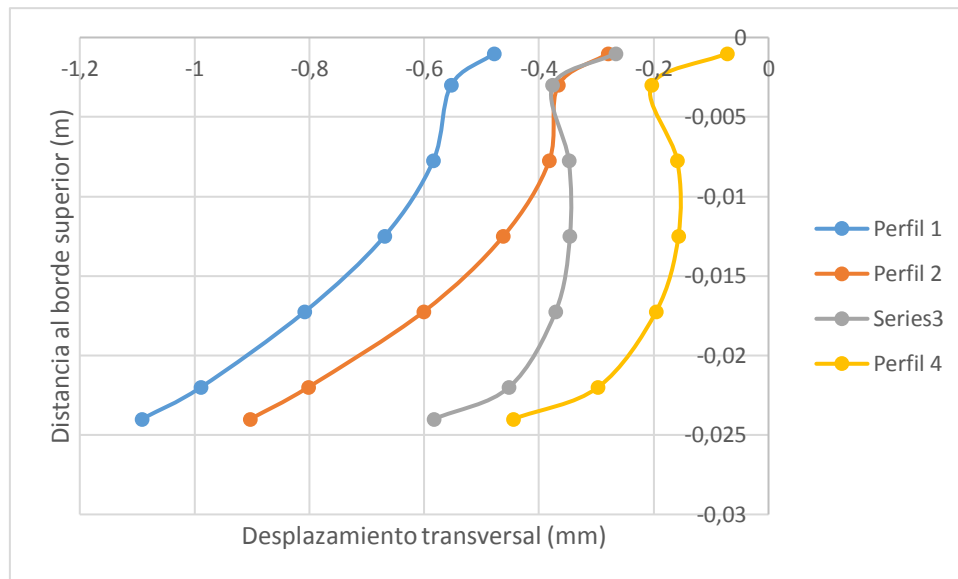


Figura 78. Deslizamientos obtenidos para los 4 perfiles

En los resultados obtenidos se puede observar lo siguiente:

- En los cuatro perfiles se puede observar como los deslizamientos más notorios se producen en los puntos situados entre los materiales. Los tres puntos centrales, que son los que pertenecen únicamente a la aleación de cobre presentan un comportamiento más parecido.
- En los cuatro perfiles se produce un desplazamiento mayor en los puntos inferiores de los perfiles que en los superiores.
- El perfil 4 es el que presenta menor valor de desplazamiento en comparación al resto. Este resultado es esperado ya que se debe a que es el perfil que se encuentra más en el interior y por tanto no puede deformarse tanto.
- El perfil 1 es el que presenta mayor valor desplazamiento en comparación al resto, de la misma forma, este resultado es esperado ya que es debido a que se encuentra más en el extremo y puede deformarse más.

5. Conclusiones Finales

Repasando los objetivos planteados en el inicio del presente trabajo, en el apartado 1.2. *Objetivos*, y tras realizar los diferentes modelos, las diferentes simulaciones numéricas y analizar los resultados; se puede concluir lo siguiente:

- Tras realizar el análisis de sensibilidad se observa que el coeficiente de dilatación, es el valor más determinante entre las propiedades de los materiales. Variando el valor del coeficiente se ha podido acotar los valores de las mismas, ya que existen incertidumbres en cuanto al coeficiente de dilatación de la aleación (cada material previamente tenía una propia).
- El caso plástico presenta una plastificación tras el enfriamiento con un valor máximo de 0.027, este valor es muy pequeño lo que implica que los resultados residuales sean irrelevantes. Por ello se deben variar los coeficientes de dilatación de los materiales para poder obtener unos resultados relevantes en cuanto a desplazamientos y tensiones; y así aumentar el grado de plasticidad.
- De forma similar, en cuanto a las funciones temporales de carga, la función de la temperatura ejerce una mayor variación sobre los resultados que la función de la presión.
- Con la utilización de los elementos Q1/P0, que nos permiten simular el comportamiento como fluido de la aleación de cobre cuando entra en fusión (coeficiente de poisson de 0.49), se han obtenido unos resultados más notorios y estables en comparación con los obtenidos con elementos hexaédricos no mixtos.
- Se ha realizado un análisis utilizando elementos hexaédricos no mixtos con un coeficiente de Poisson de 0.49 y no se han obtenido las inestabilidades esperadas debidas al factor de incompresibilidad de la aleación de cobre *CuCrZr*. Únicamente en el caso de las tensiones σ_{zz} .
- Queda validada la temperatura de fusión de la aleación de cobre *CuCrZr*, temperatura para la cual la aleación empieza a perder sus propiedades y resistencia. La temperatura de 600°C es la que proporciona unos resultados más notorios, ya que a pesar de no ser la temperatura más extrema la plastificación dura más tiempo. Con una temperatura de fusión de 900°C la duración de la plasticidad es más corta y por tanto no alcanza resultados tan notorios.
- En la simulación numérica del mock-up los orificios longitudinales no producen incrementos apreciables en las tensiones ni en el caso de las tensiones σ_{xx} ni en el caso de las tensiones σ_{zz} ; de la misma forma ocurre con el desnivel de la cara inferior. Esto se ha comprobado comprando los resultados en las mismas áreas entre el modelo simple (que simplifica la geometría) y el modelo sobre mock-up.

- El caso estudiado que presenta mayores desplazamientos y tensiones es el caso con una temperatura de fusión de 600°C , coeficiente de dilatación modificado y un coeficiente de poisson de 0.49 utilizando elementos Q1/P0. Obteniendo unos desplazamientos máximos residuales de $0,252\text{mm}$ en dirección transversal y de $1,136\text{mm}$ en dirección vertical, y unas tensiones residuales del entorno a los 60MPa . Estos resultados son aceptables y entran dentro de los obtenidos con la geometría real.
- Los resultados obtenidos variando las propiedades del material de la interfase, si bien en cuanto a comportamiento son aceptables ya que el comportamiento obtenido es aceptable, no son iguales a los obtenidos en la simulación numérica del mock-up. Por ejemplo, al tener las propiedades de la aleación de cobre, el material es menos rígido que, por ejemplo, el acero SS y por ello se puede deformar más y presenta desplazamientos mayores y tensiones menores.
- El comportamiento de la deformada final en todas las simulaciones realizadas en los tres modelos presenta una forma cóncava, de la misma forma que la geometría real tras el proceso. De igual forma los materiales presentan el comportamiento esperado: la aleación de cobre se dilata y expande antes que el acero hasta que entra en fusión y va perdiendo sus propiedades, al empezar a enfriarse las recupera y queda comprimido por el acero.
- Los materiales en un inicio no se encuentran unidos ya que se produce deslizamiento en los puntos situados entre los materiales en comparación con los puntos que pertenecen únicamente a un único material, que presentan un comportamiento más parecido.

6. Futuras líneas de trabajo

A partir de los diferentes análisis realizados sobre los tres modelos numéricos se han obtenidos una serie de resultados que, si bien en general son satisfactorios, presentan algunas limitaciones. Por ello se plantean las siguientes líneas de trabajo:

- Los resultados obtenidos en la simulación del modelo con el material en la interfase, si bien son satisfactorios, no son del todo precisos. Los desplazamientos y tensiones residuales obtenidos son diferentes a los obtenidos en la simulación del mock-up. Esto es a causa del comportamiento del material en la interfase que presenta una serie de limitaciones que no se han podido solventar. Por ello una futura línea de trabajo sería el empleo de métodos numéricos avanzados, que son más estable, para simular la interacción entre materiales, esto es, activación/desactivación de elementos o algoritmos de contacto que simulen el vacío inicial y el material obtenido tras el proceso.
- Se ha realizado una acotación del coeficiente de dilatación, pero su incertidumbre durante la fusión de los materiales. Por otro lado, se podría solventar realizando una simulación numérica de la variación de las propiedades de los materiales debidos al cambio de fase.
- Se podría realizar una simulación de los diferentes de procesos de tratamiento descritos en la presente aportando calor anejo al proceso del *HIP* y evaluar cómo se comportan los diferentes materiales.
- Se podría continuar con el análisis del propio proceso de mecanizado del *first wall* del ITER. Después del tratamiento térmico al mock-up se le elimina el material excedente, como la parte superior que cubre la aleación *CuCrZr* y los lados laterales y posteriores del mock-up. A continuación, se realiza la operación de corte para crear los dedos, la cual se podría simular mediante modelos numéricos y de esta forma proponer una solución a las deformaciones residuales que aparecen, teniendo en cuenta los resultados obtenidos en la presente tesina.

7. Bibliografía

- Agelet de Saracibar, C., Cervera, M., & Chiumenti, M. (1999). On the formulation of coupled thermoplastic problems with phase-change. *Int. Journal of Plasticity*, 1-34.
- Banetta, S., Zacchia, F., Lorenzetto, P., Bobin-Vastra, I., Boireau, B., Cottin, A., . . . Raffray, E. (2014). Manufacturing of small-scale mock-ups and of a semi-prototype of the ITER Normal Heat Flux First Wall. *Fusion Engineering and Design*, 1-5.
- Bhanumurthy, K., Joyson, D., Jawale, S. B., Laik, A., & Dey, G. (2013). *Diffusion Bonding of Nuclear Materials*. Barc Newsletter.
- Bochkov, A., Kozyrev, Y., & Ponomare, A. (2014). Modeling Process of Hot Isostatic Pressing with Nonstationary Temperature Field. *Manufacturing Science and Technology*, 45-50.
- Cédat, D., Bobin, I., Boireau, B., Bucci, P., & Lorenzetto, P. (2012). Optimisation of hot isostatic pressing bonded SS/SS joints conditions for ITER. *Fusion Engineering and Design*, 1461-1465.
- Cervera, M., Agelet de Saracibar, C., & Chiumenti, M. (1999). Thermo-mechanical analysis of industrial solidification processes. *Int. Journal for Num. Methods in Engineering*, 1575-1591.
- Chiumenti, M., Agelet de Saracibar, C., & Cervera, M. (2008). On the Numerical Modeling of the Thermo-Mechanical Contact for Metal Casting Analysis. *Journal of Heat Transfer*, 1-10.
- Chiumenti, M., Gonzalez, J., Cervera, M., & Tindaro, C. (s.f.). *Experimental and numerical analysis of the manufacturing process of the first wall for ITER*. Barcelona: University of Catalonia (UPC).
- Cicero, T., Jimenez, M., D'Amico, G., Ayneto Pou, J., Dellopoulos, G., Alvaro, E., . . . Chappuis, P. (2015). Progress in the design of Normal Heat Flux First Wall panels for ITER. *Fusion Engineering and Design*, 1-7.
- Frayssines, P.-E., Gentzbittel, J., Guilloud, A., Bucci, P., Soreau, T., Francois, N., . . . Mitteau, R. (2014). *CuCrZr alloys microstructure and mechanical Properties after HIP*.
- Gillia, O., Boireau, B., Boudot, C., Cottin, A., Bucci, P., Vidotto, F., . . . Lorenzetto, P. (2007). Modelling and computer simulation for the manufacture by powder HIPing of blanket shield components for ITER. *Fusion Engineering and Design*, 2001-2007.
- Jeong-Yong, P., Byung-Kwon, C., Hyun-Gil, K., Jun-Hwan, K., Myung-Ho, L., Sang-Yun, P., . . . Yong Hwan, J. (2006). Optimization of Joining Condition for ITER First Wall Fabrication. *Journal of the Korean Physical Society*, 442-446.
- Le Marois, G., Dellis, C., Gentzbittel, J., & Moret, F. (1996). HIPing of copper alloys to stainless steel. *Journal of Nuclear Materials*, 927-931.

- Li, W., & Haggblad, H. (1997). *Constitutive laws for hot isostatic pressing of powder compact*. Sweden: The Institute of Materials Lulea University.
- Nishi, H., Mohri, E. K., Tanigawa, H., Tsuru, D., Akiba, M., Ioki, K., . . . Pick, M. (2008). *Study on Characteristics of Dissimilar Material Joints for ITER First Wall*. Tokyo.
- Ordás, N., Samaniego, F., Iturriza, I., Gómez, A. C., Fernández-Calvo, A. I., Cobo, I., . . . Cicero, T. (2017). Mechanical and microstructural characterization of HIP joints of asimplified prototype of the ITER NHF First Wall Panel. *Fusion Engineering and Design*, 1-5.
- Sanchez, L., Ouedraogo, E., Federzoni, L., & Stutz, P. (2002). *New viscoplastic model to simulate hot isostatic pressing*. Grenoble: IoM Communications Ltd.
- Satoshi, S., Toshimasa, K., Toshihisa, H., Kazuyuki, F., Ikuhide, T., & Hideyuki, T. (1998). Development of first wall:blanket structure by hot isostatic pressing (HIP) in the JAERI. *Fusion Engineering and Design*, 609-614.
- Valverde, Q., Agelet de Saracibar, C., Cervera, M., & Chiumenti, M. (2002). *Elementos estabilizados de bajo orden en mecánica de sólidos*. Barcelona: CIMNE.
- Yuan, W., Meia, J., Samarov, V., Seliverstov, D., & Wua, X. (2007). Computer modelling and tooling design for near net shaped components using hot isostatic pressing. *Journal of Materials Processing Technology*, 39-49.

Anejo 1: Formulación de elementos Q1/P0

La simulación numérica de materiales fluidos o semifluidos presenta un importante problema con la incompresibilidad de los materiales. Esta incompresibilidad está asociada a valores de coeficiente de Poisson cercanos a 0,50. En este caso, la deformación volumétrica tiende a cero. Esta situación implica que el módulo de volumétrico (K) tiende a ser infinito y en este rango las tensiones medias calculadas se vuelven inestables.

Un método eficiente para tratar el problema de la incompresibilidad es el método variacional mixto donde las variables independientes son los desplazamientos y la presión [11].

La variable asociada a la variación de volumen es la variable restringida del problema físico y la presión es su variable dual. Esto alivia la restricción numérica excesiva en los elementos convencionales.

A.1 Formulación mixta con dos campos $\mathbf{u} - p$

Definamos un cuerpo sólido Ω , un dominio abierto en \mathbb{R}^{ndim} donde $ndim$ es el número de dimensiones del problema, Γ es el subdominio frontera. $L^2(\Omega)$ es el espacio de funciones cuya función cuadrada es integrable en Ω , y $H_1(\Omega)$ es el espacio de funciones cuya primera derivada pertenece a $L^2(\Omega)$.

El problema mecánico que supone la casi incompresibilidad del material puede formularse considerando la tensión o presión media p como una variable independiente, con los desplazamientos \mathbf{u} . El tensor de tensiones se puede expresar en términos de estas dos variables independientes de la siguiente manera:

$$\boldsymbol{\sigma} = p\mathbf{1} + \mathbf{s}(\mathbf{u}) \quad (\text{A.1})$$

donde $\mathbf{s}(\mathbf{u})$ es la componente desviatoria del tensor de tensiones y p es la presión o la tensión media calculada como $p = (1/3) \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})$. Esta forma desacoplada con la presión y la tensión desviadora es la opción natural para la formulación mixta. Una operación similar se puede hacer con el tensor de tensión

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{3} \varepsilon_v \mathbf{1} + \text{dev}(\boldsymbol{\varepsilon}) \quad (\text{A.2})$$

expresado en términos del componente volumétrico $\varepsilon_v = \nabla \cdot \mathbf{u} = \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon})$ y el componente desviador $\text{dev}(\boldsymbol{\varepsilon})$. Las ecuaciones constitutivas que relacionan ambas magnitudes son

$$p = \kappa \varepsilon_v \quad (\text{A.3a})$$

$$\mathbf{s}(\mathbf{u}) = 2\mu \text{dev}[\nabla^s \mathbf{u} - \boldsymbol{\varepsilon}^p] = 2\mu \text{dev}[\boldsymbol{\varepsilon}^e] \quad (\text{A.3b})$$

donde $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ y $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ son los componentes elásticos y plásticos de la deformación, y μ y κ el módulo de cizalladura y volumétrico del material. De acuerdo con (A.3b), la relación entre las tensiones desviatorias y las deformaciones elásticas es una función lineal de μ , que es

$$2\mu = \frac{\|\mathbf{s}\|}{\|\text{dev}[\boldsymbol{\varepsilon}^e]\|} \quad (\text{A.4})$$

En condiciones incompresibles, la deformación es isocórica, es decir, el volumen permanece constante, lo que conduce a

$$\varepsilon_v = \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) = \nabla \cdot \mathbf{u} \quad (\text{A.5a})$$

En J2-plasticidad, la deformación plástica es también isocórica, así que $\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^p) = 0$ que lleva a

$$\varepsilon_v = \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) = \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^e) \quad (\text{A.5b})$$

La forma fuerte del problema con las condiciones de contorno asociadas puede reescribirse y el problema del valor límite se puede expresar como encontrar el campo de desplazamiento \mathbf{u} y la presión p dada la carga por unidad de volumen \mathbf{b} , de tal forma que

$$\nabla \cdot \mathbf{s} + \nabla p + \mathbf{b} = \mathbf{0} \quad \text{in } \Omega \quad (\text{A.6a})$$

$$\nabla \cdot \mathbf{u} - \frac{1}{\kappa} p = 0 \quad \text{in } \Omega \quad (\text{A.6b})$$

$$\mathbf{u} = \mathbf{0} \quad \text{on } \partial\Omega_u \quad (\text{A.7a})$$

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \bar{\mathbf{t}} \quad \text{on } \partial\Omega_t \quad (\text{A.7b})$$

Esta es una formulación general disponible para problemas compresibles e incompresibles. Este último es un caso particular del primero cuando $\kappa \rightarrow \infty$ y entonces la ecuación (A.6b) se convierte en $\nabla \cdot \mathbf{u} = 0$ en Ω . En un formato compacto, las ecuaciones A.6 pueden expresarse como

$$\begin{bmatrix} \nabla \cdot \mathbf{s}(\mathbf{u}) + \nabla p \\ \nabla \cdot \mathbf{u} - \frac{1}{\kappa} p \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{b} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.8})$$

A.2 Forma débil del problema del valor de frontera

Sean $\delta\mathbf{u}$ y δp las variaciones admisibles de los campos de desplazamiento y presión, es decir, $\delta\mathbf{u} \in V^u$ y $\delta p \in V^p$ espacios de funciones de desplazamiento y presión, que cumplen las prescripciones de límite (A.7). La forma variacional de la formulación mixta anterior se expresa de la siguiente manera:

$$\int_{\Omega} (\nabla \cdot \mathbf{s}(\mathbf{u})) \cdot d\mathbf{V} + \int_{\Omega} \nabla p \cdot \delta\mathbf{u} dV + \int_{\Omega} \mathbf{b} \cdot \delta\mathbf{u} dV = 0 \quad (\text{A.9a})$$

$$\int_{\Omega} \left(\nabla \cdot \mathbf{u} - \frac{1}{\kappa} p \right) \delta p dV = 0 \quad (\text{A.9b})$$

Integrando por partes, la variante \mathbf{u}/p variacional del problema mecánico es la siguiente

$$\int_{\Omega} \mathbf{s}(\mathbf{u}) : \nabla^s \delta\mathbf{v} dV + \int_{\Omega} p \nabla \cdot \delta\mathbf{v} dV = \int_{\Omega} \mathbf{b} \cdot \delta\mathbf{v} dV + \int_{\partial\Omega} \mathbf{t} \cdot \delta\mathbf{v} dS \quad (\text{A.10a})$$

$$\int_{\Omega} \left(\nabla \cdot \mathbf{u} - \frac{1}{\kappa} p \right) \delta p dV = 0 \quad (\text{A.10b})$$

A.3 Discretización de las principales variables

El cuerpo sólido Ω se divide en n_{elem} elementos finitos Ω^e definidos por un número finito de nodos n_{nodes} , de tal manera que la solución del conjunto de ecuaciones A.6 y A.7 se expresa como una interpolación de los valores nodales de estas variables, desplazamientos y presión. Esta interpolación sobre el elemento Ω^e se realiza en general por medio de varias funciones de forma \mathbf{N}^u y \mathbf{N}^p ,

$$\mathbf{u} = \mathbf{N}_u \tilde{\mathbf{u}} = \begin{bmatrix} N_1^u & 0 & 0 & \dots & N_{n_u}^u & 0 & 0 \\ 0 & N_1^u & 0 & \dots & 0 & N_{n_u}^u & 0 \\ 0 & 0 & N_1^u & \dots & 0 & 0 & N_{n_u}^u \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ \dots \\ u_{n_u} \end{bmatrix} \quad (\text{A.11a})$$

$$p = \mathbf{N}_p \tilde{p} = \begin{bmatrix} N_1^p & \dots & N_{n_p}^p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_1 \\ \dots \\ p_{n_p} \end{bmatrix} \quad (\text{A.11b})$$

donde $\tilde{\mathbf{u}}$ y \tilde{p} son desplazamientos y vectores de presión con los valores nodales, \mathbf{N}^u y \mathbf{N}^p son la matriz que incluye las funciones de forma definidas para los nudos n_u y n_p que definen el grado de interpolación, mientras que N_i^u y N_j^p son las funciones de forma asociadas a los nodos i en desplazamientos j en campos de presión, con $i = 1, \dots, n_u$ y $j = 1, \dots, n_p$.

La forma variacional (A.10) se reduce al sistema de ecuaciones con la forma

$$\begin{bmatrix} K_{uu} & K_{up} \\ K_{up} & K_{pp} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{u}} \\ \tilde{p} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{f} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.12})$$

donde las matrices están definidas

$$K_{uu} = \int_{\Omega} \nabla^s \mathbf{N}_u^T \cdot \mathbf{s}(\mathbf{u}) d\Omega \quad (\text{A.13a})$$

$$K_{up} = \int_{\Omega} \nabla^s \mathbf{N}_u^T \cdot \mathbf{N}_p d\Omega \quad (\text{A.13b})$$

$$K_{pp} = - \int_{\Omega} \frac{1}{\kappa} \mathbf{N}_p^T \cdot \mathbf{N}_p d\Omega \quad (\text{A.13c})$$

$$\mathbf{f} = \int_{\Omega} \mathbf{N}_u^T \cdot \mathbf{b} d\Omega + \int_{\partial\Omega_t} \mathbf{N}_u^T \cdot \mathbf{t} d\Gamma \quad (\text{A.13d})$$

A.4 Definición del elemento Q1P0

El elemento Q1P0 se define mediante n_u nodos colocados en las esquinas del elemento para la interpolación del campo de desplazamientos que conduce a una función de interpolación bilineal. En un elemento cuadrilátero $n_u = 4$ y en un elemento hexaédrico $n_u = 8$. La **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** muestra un esquema de un elemento Q1P0 cuadrilátero.

La interpolación del campo de presión está definida por n_p nodos, pero para el elemento Q1P0 la matriz de rigidez y las fuerzas internas se calculan utilizando una estrategia selectiva: integración completa para los términos desviatorios, mientras que para los términos

volumétricos se usa un esquema de integración reducido. Esto se puede demostrar que es equivalente a usar una interpolación constante (P0) de la presión en el elemento. Como consecuencia de esta formulación mixta, la solución de presión se aproxima al campo discontinuo en el sólido Ω , mientras que la solución de desplazamiento se aproxima mediante un campo continuo.

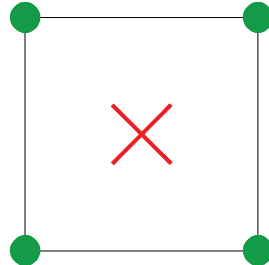


Figura 79. Esquema del elemento Q1P0. Desplazamientos (o) / presión (x)

De esta forma, para este elemento mixto, la parte volumétrica de la tensión y el esfuerzo, interpolados desde el campo de presión, es constante dentro del elemento y, por lo tanto, puede agregarse de manera estable con las partes desviatorias, obtenidas por diferenciación directa del campo de desplazamientos bi-lineal (Q1).

Esto evita el bloqueo volumétrico típico del elemento Q1 irreducible estándar, en el cual las partes volumétrica y desviada de la deformación se obtienen del campo de desplazamiento.